



**UNIVERSIDADE FEDERAL DO CEARÁ**  
**CENTRO DE TECNOLOGIA**  
**DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA METALÚRGICA E DE MATERIAIS**  
**PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA E CIÊNCIA DE**  
**MATERIAIS**  
**DOUTORADO EM ENGENHARIA E CIÊNCIA DE MATERIAIS**

**DAUT DE JESUS NOGUEIRA PEIXOTO COURAS**

**SIMULAÇÃO NUMÉRICA E EXPERIMENTAÇÃO DA SOLDAGEM EM**  
**OPERAÇÃO DE AÇOS INOXIDÁVEIS AUSTENÍTICOS NOS REGIMES DE**  
**ESCOAMENTO LAMINAR E TURBULENTO**

**FORTALEZA**

**2021**

DAUT DE JESUS NOGUEIRA PEIXOTO COURAS

SIMULAÇÃO NUMÉRICA E EXPERIMENTAÇÃO DA SOLDAGEM EM OPERAÇÃO DE  
AÇOS INOXIDÁVEIS AUSTENÍTICOS NOS REGIMES DE ESCOAMENTO LAMINAR E  
TURBULENTO

Tese apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia e Ciência de materiais do Centro de Tecnologia da Universidade Federal do Ceará, como requisito parcial à obtenção do título de doutor em Engenharia e Ciência de materiais. Área de Concentração: Processos de Transformação e Degradação dos Materiais

Orientador: Prof. Dr. Helio Cordeiro de Miranda

Coorientador: Prof. Dr. Francisco Marcondes

FORTALEZA

2021

Dados Internacionais de Catalogação na Publicação  
Universidade Federal do Ceará  
Biblioteca Universitária  
Gerada automaticamente pelo módulo Catalog, mediante os dados fornecidos pelo(a) autor(a)

---

- C893s Couras, Daut de Jesus Nogueira Peixoto.  
SIMULAÇÃO NUMÉRICA E EXPERIMENTAÇÃO DA SOLDAGEM EM OPERAÇÃO DE AÇOS INOXIDÁVEIS AUSTENÍTICOS NOS REGIMES DE ESCOAMENTO LAMINAR E TURBULENTO / Daut de Jesus Nogueira Peixoto Couras. – 2021.  
198 f. : il. color.
- Tese (doutorado) – Universidade Federal do Ceará, Centro de Tecnologia, Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica, Fortaleza, 2021.  
Orientação: Prof. Dr. Hélio Cordeiro de Miranda.  
Coorientação: Prof. Dr. Francisco Marcondes.
1. Soldagem em operação. 2. Tubos AISI 304L. 3. Tubos AISI 321. 4. Volumes finitos. 5. Regime laminar e turbulento.. I. Título.

---

CDD 621.3

DAUT DE JESUS NOGUEIRA PEIXOTO COURAS

SIMULAÇÃO NUMÉRICA E EXPERIMENTAÇÃO DA SOLDAGEM EM OPERAÇÃO DE  
AÇOS INOXIDÁVEIS AUSTENÍTICOS NOS REGIMES DE ESCOAMENTO LAMINAR E  
TURBULENTO

Tese apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia e Ciência de materiais do Centro de Tecnologia da Universidade Federal do Ceará, como requisito parcial à obtenção do título de doutor em Engenharia e Ciência de materiais. Área de Concentração: Processos de Transformação e Degradação dos Materiais

Aprovada em: 29 de julho de 2021

BANCA EXAMINADORA

---

Prof. Dr. Helio Cordeiro de  
Miranda (Orientador)  
Universidade Federal do Ceará (UFC)

---

Prof. Dr. Francisco Marcondes (Coorientador)  
Universidade Federal do Ceará (UFC)

---

Prof. Dr. Cleiton Carvalho Silva  
Universidade Federal do Ceará (UFC)

---

Prof. Dr. José Maurício de Gurgel  
Universidade Federal da Paraíba (UFPB)



---

Prof. Dr. João Alves de Lima  
Universidade Federal da Paraíba (UFPB)

Dedico à Deus, "cujo nome é Jeová"(Salmo 83:18), por me criar e dar a inteligência e sabedoria necessária.

Dedico à minha família, por sua capacidade de acreditar em mim e investir em mim. Mãe, seu exemplo de perseverança me ajudou a seguir. Esposa, Lívia, seu amor e apoio incondicional que foi essencial para conclusão desse trabalho.



## AGRADECIMENTOS

Acima de tudo, agradeço à Deus, "cujo nome é Jeová"(Salmo 83:18), por ter me dado inteligência e ter me ajudado com seu espírito santo nos momentos mais difíceis;

Agradeço à minha esposa, Lívia, pelo seu amor, pela sua paciência, pela compreensão na minha ausência e pelo incentivo incondicional;

Agradeço ao meu pai, Dalcides (em memória), por ter se esforçado para dar as melhores condições de estudo possíveis para a minha formação e ter sido um grande exemplo de honestidade;

Agradeço à minha mãe, Maria, pelo amor e exemplo de perseverança apesar das dificuldades;

Agradeço aos meus irmãos pelo modelo de vida e fé que sempre me inspiraram;

Agradeço ao Prof. Hélio, por ter aceitado e suportado me orientar, por me ensinar como não desistir de um aluno e mesmo assim produzir resultados, foi de grande aprendizado esse período;

Agradeço ao Prof. Marcondes, pela co-orientação, ajudar em temas bem difíceis sobre simulação numérica e paciência;

Agradeço aos bolsistas do LTPS, Victor Leão, Felipe Wendrio, Aglailton, Artur, Marília, Victor Salvador, Gabriel e Júnior. A ajuda de vocês foi essencial;

Agradeço ao Prof. Willys, ao Prof. Cleiton e ao Prof. Marcelo e demais professores do programa pela ajuda em vários momentos deste trabalho;

Agradeço à Marcela pela amizade e incentivo;

Agradeço aos amigos e amigas da pós-graduação, Rafaella, Davi, Carol, Kamilla, Helton, Natália, Tatiane e Gerbson. Em especial ao Yuri pela parceria nas simulações e Miná pelas diversas vezes que me ajudou na área de metalurgia;

Agradeço à Edileusa e ao Roger, pelo apoio e pela amizade;

Agradeço à todos os integrantes da equipe técnica do Laboratório de Pesquisa e Tecnologia em Soldagem–LPTS-UFC, em especial ao técnico de soldagem David que foi muito gentil e voluntarioso para ajudar, principalmente, nas últimas soldagens;

Agradeço à administração, chefes, coordenadores e colegas professores da UFERSA, pelas ajudas, incentivos e liberações para conclusão deste trabalho;

Agradeço aos meus orientandos de TCC's da UFERSA que me ajudaram com seus trabalhos, em especial Caio e Celina;

Agradeço à UFC, Petrobras, FUNCAP, e todas as instituições envolvidas em apoiar este trabalho;

O presente trabalho foi realizado com apoio da Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior - Brasil (CAPES).

"Para os homens isso é impossível, mas para Deus todas as coisas são possíveis."

(Mateus 19:26 - Jesus Cristo)

## RESUMO

Define-se a soldagem em operação a técnica onde se realiza soldagem de equipamentos, tubulações e dutos que contenham qualquer produto ou seus resíduos pressurizados ou não, com ou sem escoamento, sem a necessidade de paradas operacionais. A soldagem de tubulações em operação, é uma técnica empregada em diversas áreas da indústria. Neste tipo de soldagem, a segurança do operador e os prejuízos ambientais e humanos decorrentes da perfuração da parede, são as maiores preocupações desse tipo de operação. A preocupação a respeito da perfuração durante o processo de soldagem é devido à grande densidade de energia depositada localmente, a qual pode causar a fusão de grande parte da espessura que combinada com a pressão interna do fluido, pode gerar a perfuração na tubulação. Outra preocupação é a alta taxa de resfriamento da soldagem ocasionada pela convecção forçada do escoamento através da tubulação. A alta taxa de resfriamento, em materiais susceptíveis a formação de martensita, pode promover a formação de uma microestrutura com altas durezas na Zona Afetada pelo Calor (ZAC), potencializando a formação de zonas propensas a formação de trincas. O objetivo deste trabalho é desenvolver um modelo numérico com validação experimental para soldagem TIG, eletrodo revestido e MIG/MAG em operação de tubos inoxidáveis austeníticos AISI 304L e AISI 321. O modelo numérico foi desenvolvido utilizando volumes finitos em programa comercial para simulação. Para validação do modelo, foram utilizadas duas bancadas para soldagem em operação e as condições de soldagem foram próximas das adotadas pela indústria. As duas bancadas foram instrumentadas, de forma a coletar as temperaturas nas superfícies internas do tubo, vazão do fluido, corrente e tensão de soldagem. Na soldagem em operação dos tubos de AISI 304L o escoamento interno foi mantido em regime laminar e a energia de soldagem igual  $0,63kJ/mm$ . Nos tubos AISI 321 o escoamento foi variado entre os regimes laminar e turbulento e a energia de soldagem foi alterada conforme condições utilizadas na indústria. Baseado nas informações obtidas nas bancadas e em análises microscópicas, foram desenvolvidas simulações envolvendo os regimes laminar e turbulento utilizando o método dos volumes finitos para prever o ciclo térmico de soldagem e as zonas termicamente afetadas pelo calor. A energia de soldagem foi modelada como uma superfície gaussiana móvel sobre uma elipse. Os resultados obtidos das simulações apresentaram uma boa concordância com os obtidos nas bancadas, demonstrando que as simulações podem ser utilizadas como ferramentas confiáveis para a previsão do processo de soldagem em operação para escoamentos em regime tanto laminar como turbulento.

**Palavras-chave:** Soldagem em operação, Tubos AISI 304L, Tubos AISI 321, Volumes finitos, Regime laminar, Regime turbulento.



## ABSTRACT

Welding in service is defined as the technique in which equipment, pipes and ducts are welded that contain any product or its waste pressurized or not, with or without flow, without the need for operational stops. Pipe welding in service is a technique used in several areas of industry. In this type of welding, the operator's safety and the environmental and human damages resulting from the perforation of the wall are the main concerns of this type of operation. The concern about drilling during the welding process is due to the high density of energy deposited locally, which can cause melting of a large part of the thickness which combined with the internal pressure of the fluid, can generate perforation in the pipe. Another concern is the high cooling rate of the weld caused by the forced convection of the flow through the pipe. The high cooling rate, in materials susceptible to martensite formation, can promote the formation of a microstructure with high hardness in the Heat Affected Zone (ZAC), enhancing the formation of zones prone to crack formation. The objective of this work is to develop a numerical model with experimental validation for GTAW, SMAW and GMAW welding in AISI 304L and AISI 321 austenitic stainless tube. The numerical model was developed using finite volumes in a commercial simulation program. To validate the model, two welding benches were used in operation and the welding conditions were close to those adopted by the industry. The two benches were instrumented in order to collect the temperatures on the inner surfaces of the tube, fluid flow, current and welding voltage. In the welding in service of AISI 304L tubes, the internal flow was maintained in a laminar regime and the welding energy was equal to  $0.63kJ/mm$ . In AISI 321 tubes, the flow was varied between the laminar and turbulent regimes and the welding energy was changed according to conditions used in the industry. Based on the information obtained from the benches and on microscopic analysis, simulations were developed involving the laminar and turbulent regimes using the finite volume method to predict the welding thermal cycle and the thermally affected zones. Welding energy was modeled as a moving Gaussian surface on an ellipse. The results obtained from the simulations showed good agreement with those obtained on the benches, demonstrating that the simulations can be used as reliable tools for predicting the welding in service process for flows in both laminar and turbulent flow.

**Keywords:** Welding in service, AISI 304L tubes, AISI 321 tubes, Finite volumes, Laminar regime, Turbulent regime.

## LISTA DE FIGURAS

Figura 1 – Possíveis serviços em tubulações em operação . . . . .	24
Figura 2 – Defeito típico em dutos industriais, corrosão externa. . . . .	29
Figura 3 – Curva de deflexão radial em diferentes pressões . . . . .	34
Figura 4 – As diferentes regiões de um escoamento próximo à uma parede . . . . .	39
Figura 5 – Esquema de montagem de um calorímetro de vazão contínua . . . . .	43
Figura 6 – Eficiências de fontes de calor em vários processos de soldagem . . . . .	44
Figura 7 – Sistema de coordenadas (x,y,z) com uma fonte de calor móvel . . . . .	45
Figura 8 – Ciclo térmico de soldagem . . . . .	46
Figura 9 – Curva de repartição de térmica em soldagem. . . . .	48
Figura 10 – Fonte superficial constante sobre um disco de raio R. . . . .	49
Figura 11 – Fonte gaussiana superficial finita de raio R. . . . .	49
Figura 12 – Fonte gaussiana superficial finita de raio R. . . . .	50
Figura 13 – Fonte volumétrica gaussiana 3D sobre uma elipsoide. . . . .	51
Figura 14 – Fonte volumétrica gaussiana 3D sobre uma dupla elipsoide. . . . .	52
Figura 15 – Mecanismos de trocas térmicas envolvidas em soldagem. . . . .	54
Figura 16 – Diagrama de Schaeffler . . . . .	59
Figura 17 – Diagrama de De Long . . . . .	60
Figura 18 – Seção de pseudobinário Fe-Cr-Ni em 70% ferro . . . . .	63
Figura 19 – Solidificação Aços Austeníticos . . . . .	64
Figura 20 – Diagrama de resfriamento contínuo (CCT) - AISI304L . . . . .	67
Figura 21 – Diagrama de resfriamento contínuo (CCT) - AISI321 . . . . .	68
Figura 22 – Fluxograma da Tese de Doutorado. . . . .	69
Figura 23 – Esquemático da bancada experimental. . . . .	71
Figura 24 – Bancada experimental para soldagem do tubo de aço inoxidável AISI 304L. . . . .	73
Figura 25 – Bancada experimental para soldagem do tubo de aço inoxidável AISI 321 . . . . .	75
Figura 26 – Mecanismos de transferência de calor na soldagem em operação. . . . .	77
Figura 27 – Geometria elaborada a partir do tubo AISI 304L. . . . .	77
Figura 28 – Geometria elaborada a partir do tubo AISI 321. . . . .	78
Figura 29 – Cálculo da razão de aspecto para uma célula cúbica. . . . .	79
Figura 30 – Camadas <i>Inflation</i> . . . . .	80
Figura 31 – Detalhes da malha que foram alteradas. . . . .	81

Figura 32 – Caixa de diálogo para inserção do coeficiente de convecção na parede externa.	83
Figura 33 – Caixa de diálogo para inserção da velocidade de escoamento. . . . .	84
Figura 34 – Caixa de diálogo para configuração da saída do escoamento. . . . .	84
Figura 35 – Caixa de diálogo para configuração das interfaces. . . . .	85
Figura 36 – Posicionamento dos termopares soldagem AISI 304L . . . . .	88
Figura 37 – Posicionamento dos termopares soldagem AISI 321 . . . . .	88
Figura 38 – Dados de entrada - Programa Batelle . . . . .	91
Figura 39 – Resultado AISI 304L - Programa <i>Batelle</i> . . . . .	92
Figura 40 – Tensão e corrente medidas pelo sistema de aquisição. . . . .	94
Figura 41 – Tensão e corrente medidas pelo sistema de aquisição. . . . .	94
Figura 42 – Ciclos Térmicos Soldagens AISI 304L . . . . .	96
Figura 43 – Medidas da poça de fusão - soldagem AISI304L . . . . .	97
Figura 44 – Metal Base AISI 304L - aumento 200x. . . . .	97
Figura 45 – Interface ZF/ZAC inferior AISI 304L - aumento 200x. . . . .	98
Figura 46 – Interface direita ZF/ZAC AISI 304L - aumento 200x. . . . .	99
Figura 47 – Interface esquerda ZF/ZAC AISI 304L - aumento 200x. . . . .	99
Figura 48 – Montagem ZF/MB AISI 304L - aumento 50x. . . . .	100
Figura 49 – CCT AISI 304L - JMatPro - Resfriamentos Soldagens . . . . .	101
Figura 50 – Detalhes da malha hexaédrica utilizada na simulação com aço inoxidável AIS I 304L. . . . .	102
Figura 51 – Razão de aspecto da malha utilizada na simulação com aço 304L. . . . .	103
Figura 52 – <i>Skewness</i> da malha utilizada na simulação com aço 304L. . . . .	103
Figura 53 – Teste de Convergência em função do número de camadas de <i>Inflation</i> . . . . .	104
Figura 54 – Perfil de velocidade em função do número de camadas. . . . .	105
Figura 55 – Campo velocidade escoamento em regime permanente . . . . .	106
Figura 56 – Avanço da Fonte de Calor . . . . .	106
Figura 57 – Teste de Malha alterando elementos do comprimento do tubo. . . . .	107
Figura 58 – Teste de Malha alterando elementos da espessura do tubo. . . . .	108
Figura 59 – Teste de Malha alterando elementos das divisões no raio do tubo. . . . .	108
Figura 60 – Ciclos Térmicos - Experimental x Numérico - AISI304L. . . . .	109
Figura 61 – Campo temperatura interface sólido-fluido - AISI 304L . . . . .	110
Figura 62 – CCT AISI 304L - JMatPro - Experimental x Simulado . . . . .	111

Figura 63 – Macrografia x Perfil de Temperatura - AISI 304L. . . . .	112
Figura 64 – Tensão e corrente medidas pelo sistema de aquisição. . . . .	113
Figura 65 – Ciclos Térmicos Soldagens AISI 321. . . . .	113
Figura 66 – Metal base AISI321 - 200x . . . . .	114
Figura 67 – CCT - AISI 321 - JMatPro - 0,48 kJ/mm - Turbulento . . . . .	115
Figura 68 – Zona Fundida - Soldagem AISI321 - 200x . . . . .	116
Figura 69 – Interface ZF inferior - Soldagem AISI321 - 200x . . . . .	116
Figura 70 – Interface ZF direita - Soldagem AISI 321 - 200x . . . . .	117
Figura 71 – Interface ZF esquerda - Soldagem AISI 321 - 200x . . . . .	117
Figura 72 – Medidas da poça de fusão - soldagem AISI321 . . . . .	118
Figura 73 – Detalhes da malha hexaédrica utilizada na simulação com aço inoxidável AIS 321. . . . .	119
Figura 74 – Razão de Aspecto - AISI 321. . . . .	120
Figura 75 – "Skewness" - AISI 321. . . . .	120
Figura 76 – Efeito da velocidade na alteração do tamanho do elemento no escoamento durante a soldagem - AISI 321. . . . .	122
Figura 77 – Resultado do teste de malha do escoamento d'água durante a soldagem AISI 321. . . . .	122
Figura 78 – Ciclos Térmicos - Experimental x Numérico - AISI321. . . . .	124
Figura 79 – Macrografia x Perfil de Temperatura - AISI321. . . . .	125
Figura 80 – Previsão da ZF por repartição térmica - AISI321 - Turbulento. . . . .	126
Figura 81 – Aquisição tensão e corrente - TIG 0,71 kJ/mm - Laminar. . . . .	127
Figura 82 – Ciclo Térmico Termopares - TIG 0,71 kJ/mm - Laminar. . . . .	127
Figura 83 – Macro medidas - TIG 0,71 kJ/mm - Laminar. . . . .	128
Figura 84 – Metal Base - TIG 0,71 kJ/mm - Laminar - Aumento 200x. . . . .	129
Figura 85 – Interface Central - TIG 0,71 kJ/mm - Laminar - Aumento 200x. . . . .	129
Figura 86 – Interface Esquerda e Direita - TIG 0,71 kJ/mm - Laminar - Aumento 200x. .	130
Figura 87 – Campo de velocidade AISI 321 - Laminar. . . . .	131
Figura 88 – Estudo Comprimento Fonte de Calor - TIG - 0,71 kJ/mm - Laminar. . . . .	132
Figura 89 – Variação Comprimento Fonte de Calor . . . . .	133
Figura 90 – Ciclo Térmico Simulado x Experimental - TIG 0,71 kJ/mm - Laminar. . . .	134
Figura 91 – Comparação Zonas Simulado x Experimental - TIG - 0,71 kJ/mm - Laminar.	135

Figura 92 – Previsão da ZF por repartição térmica - AISI321 - TIG 0,71 kJ/mm - Laminar.	136
Figura 93 – CCT AISI 321 - TIG 0,71 kJ/mm - Laminar. . . . .	137
Figura 94 – Aquisição tensão e corrente - Eletrodo Revestido - 0,72 kJ/mm - Laminar. .	138
Figura 95 – Ciclos Térmicos Termopares - Eletrodo Revestido - 0,72 kJ/mm - Laminar. .	139
Figura 96 – Macro Medições das Zonas Termopares - Eletrodo Revestido - 0,72 kJ/mm - Laminar. . . . .	139
Figura 97 – Metal Base - Eletrodo Revestido 0,72 kJ/mm - Laminar - Aumento 200x. . .	140
Figura 98 – Interface Central - Eletrodo Revestido TIG 0,72 kJ/mm - Laminar - Aumento 200x. . . . .	141
Figura 99 – Interface Esquerda e Direita - Eletrodo Revestido 0,72 kJ/mm - Laminar - Aumento 200x. . . . .	141
Figura 100–Aquisição tensão e corrente - Eletrodo Revestido - 0,41 kJ/mm - Laminar. .	142
Figura 101–Ciclos Térmicos Termopares - Eletrodo Revestido - 0,41 kJ/mm - Laminar. .	143
Figura 102–Macro Medições das Zonas Termopares - Eletrodo Revestido - 0,41 kJ/mm - Laminar. . . . .	143
Figura 103–Metal Base - Eletrodo Revestido 0,41 kJ/mm - Laminar - Aumento 200x. . .	144
Figura 104–Interface Esquerda e Direita - Eletrodo Revestido 0,41 kJ/mm - Laminar - Aumento 200x. . . . .	144
Figura 105–Interface Central - Eletrodo Revestido 0,41 kJ/mm - Laminar - Aumento 200x.	145
Figura 106–Estudo Comprimento Fonte de Calor - Eletrodo Revestido - 0,72 kJ/mm - Laminar. . . . .	146
Figura 107–Ciclos Térmicos Simulado x Experimental - Eletrodo Revestido 0,72 kJ/mm - Laminar. . . . .	147
Figura 108–Comparação Zonas Simulado x Experimental - ER 0,72 kJ/mm - Laminar. .	148
Figura 109–Previsão da ZF por repartição térmica - AISI321 - ER 0,72 kJ/mm - Laminar.	149
Figura 110–CCT AISI 321 - ER 0,72 kJ/mm - Laminar. . . . .	149
Figura 111–Estudo Comprimento Fonte de Calor - Eletrodo Revestido - 0,41 kJ/mm - Laminar. . . . .	150
Figura 112–Ciclos Térmicos Simulado x Experimental - ER 0,41 kJ/mm - Laminar. . .	151
Figura 113–Comparação Zonas Simulado x Experimental - ER 0,41 kJ/mm - Laminar. .	152
Figura 114–Previsão da ZF por repartição térmica - AISI321 - ER 0,41 kJ/mm - Laminar.	153
Figura 115–CCT AISI 321 - ER 0,41 kJ/mm - Laminar. . . . .	153

Figura 116–Aquisição tensão e corrente - MIG/MAG - 0,58 kJ/mm - Laminar. . . . .	154
Figura 117–Ciclos Térmicos Termopares - MIG/MAG - 0,58 kJ/mm - Laminar. . . . .	155
Figura 118–Macro Medições das Zonas Termopares - MIG/MAG - 0,58 kJ/mm - Laminar.	156
Figura 119–Metal Base - MIG/MAG 0,58 kJ/mm - Laminar - Aumento 200x. . . . .	157
Figura 120–Interface Central - MIG/MAG 0,58 kJ/mm - Laminar - Aumento 200x. . . .	157
Figura 121–Interface Esquerda e Direita - MIG/MAG 0,58 kJ/mm - Laminar - Aumento 200x. . . . .	158
Figura 122–Aquisição tensão e corrente - MIG/MAG - 0,81 kJ/mm - Laminar. . . . .	159
Figura 123–Ciclos Térmicos Termopares - MIG/MAG - 0,81 kJ/mm - Laminar. . . . .	159
Figura 124–Macro Medições das Zonas Termopares - MIG/MAG - 0,81 kJ/mm - Laminar.	160
Figura 125–Metal Base - MIG/MAG 0,81 kJ/mm - Laminar - Aumento 200x. . . . .	161
Figura 126–Interface Central - MIG/MAG 0,81 kJ/mm - Laminar - Aumento 200x. . . .	161
Figura 127–Interface Esquerda e Direita - MIG/MAG 0,81 kJ/mm - Laminar - Aumento 200x. . . . .	162
Figura 128–Ciclos Térmicos Simulado x Experimental - MIG/MAG 0,58 kJ/mm - Laminar.	163
Figura 129–Estudo Comprimento Fonte de Calor - MIG/MAG - 0,58 kJ/mm - Laminar. .	164
Figura 130–Comparação Zonas Simulado x Experimental - MIG/MAG - 0,58 kJ/mm - Laminar. . . . .	165
Figura 131–Previsão da ZF por repartição térmica - AISI321 - MIG/MAG 0,58 kJ/mm - Laminar. . . . .	166
Figura 132–CCT AISI 321 - MIG/MAG - 0,58 kJ/mm - Laminar. . . . .	167
Figura 133–Estudo Comprimento Fonte de Calor - MIG/MAG - 0,81 kJ/mm - Laminar. .	168
Figura 134–Ciclos Térmicos Simulado x Experimental - MIG/MAG 0,81 kJ/mm - Laminar.	169
Figura 135–Comparação Zonas Simulado x Experimental - MIG/MAG - 0,81 kJ/mm - Laminar. . . . .	170
Figura 136–Previsão da ZF por repartição térmica - AISI321 - MIG/MAG 0,81 kJ/mm - Laminar. . . . .	171
Figura 137–CCT AISI 321 - MIG/MAG - 0,81 kJ/mm - Laminar. . . . .	171
Figura 138–Ciclos Térmicos - Resumo . . . . .	172

## LISTA DE TABELAS

Tabela 1 – Espessuras Mínimas para Execução de Soldagem . . . . .	30
Tabela 2 – Composição padrão de Aços Inoxidáveis Austeníticos . . . . .	62
Tabela 3 – Composição química dos principais elementos dos aços inoxidáveis utilizados	70
Tabela 4 – Parâmetros de soldagem TIG autógeno - Tubo 304L . . . . .	72
Tabela 5 – Parâmetros de soldagem TIG autógeno - Tubo AISI 321 . . . . .	74
Tabela 6 – Parâmetros das Equações das Fontes de Calor . . . . .	82
Tabela 7 – Valores de Calor Específico em função da temperatura . . . . .	86
Tabela 8 – Densidade AISI 321 - JmatPro . . . . .	87
Tabela 9 – Temperaturas Máximas calculadas pelo programa <i>Batelle</i> . . . . .	93
Tabela 10 – Resumo dos resultados de vazão e temperatura de entrada e saída . . . . .	95
Tabela 11 – Temperaturas de picos das soldagens <i>Batelle</i> . . . . .	95
Tabela 12 – Resumo das medidas da macrografia - AISI304L. . . . .	96
Tabela 13 – Avaliação de critérios de qualidade da malha da simulação da soldagem do aço AISI 304L . . . . .	103
Tabela 14 – Temperaturas de pico das soldagens, <i>Batelle</i> e Simulação Numérica - AISI304L.	110
Tabela 15 – Temperaturas de pico das soldagens - AISI 321. . . . .	114
Tabela 16 – Resumo das medidas da macrografia - AISI 321. . . . .	118
Tabela 17 – Avaliação de critérios de qualidade da malha da simulação da soldagem do aço AISI 321 . . . . .	121
Tabela 18 – Temperaturas de pico das soldagens e simulação numérica - AISI 321 - Turbulento. . . . .	124
Tabela 19 – Temperaturas de pico - TIG - 0,71 kJ/mm - Laminar . . . . .	134
Tabela 20 – Temperaturas de pico - Eletrodo Revestido - 0,72 kJ/mm - Laminar . . . . .	147
Tabela 21 – Temperaturas de pico - Eletrodo Revestido - 0,41 kJ/mm - Laminar . . . . .	152
Tabela 22 – Temperaturas de pico - MIG/MAG - 0,58 kJ/mm - Laminar . . . . .	165
Tabela 23 – Temperaturas de pico - MIG/MAG - 0,81 kJ/mm - Laminar . . . . .	169
Tabela 24 – Resumo resultados Tp, Penetração e Largura . . . . .	173

## SUMÁRIO

<b>1</b>	<b>INTRODUÇÃO</b>	23
<b>1.1</b>	<b>Objetivos</b>	27
<i>1.1.1</i>	<i>Objetivo Geral</i>	27
<i>1.1.2</i>	<i>Objetivos Específicos</i>	27
<b>2</b>	<b>FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA</b>	28
<b>2.1</b>	<b>Defeitos, Reparos e serviços por soldagem em dutos</b>	28
<b>2.2</b>	<b>Principais riscos decorrentes da soldagem em operação</b>	29
<i>2.2.1</i>	<i>Perfuração</i>	29
<i>2.2.2</i>	<i>Trinca induzida por hidrogênio</i>	30
<b>2.3</b>	<b>Equações governantes</b>	30
<i>2.3.1</i>	<i>Equação da conservação de massa</i>	31
<i>2.3.2</i>	<i>Equações da conservação da quantidade de movimento</i>	31
<i>2.3.3</i>	<i>Equação da conservação da energia</i>	31
<i>2.3.4</i>	<i>Escoamento do fluido</i>	32
<b>2.4</b>	<b>Turbulência</b>	34
<i>2.4.1</i>	<i>Modelo Padrão <math>k-\varepsilon</math></i>	35
<i>2.4.1.1</i>	<i>Equações de transporte para modelo <math>k-\varepsilon</math> padrão</i>	35
<i>2.4.1.2</i>	<i>Viscosidade turbulenta - <math>\mu_t</math></i>	36
<i>2.4.1.3</i>	<i>Constantes do modelo</i>	36
<i>2.4.2</i>	<i>Modelando a produção turbulenta nos modelos <math>k-\varepsilon</math></i>	36
<i>2.4.3</i>	<i>Efeito da flutuabilidade nos modelos de turbulência <math>k-\varepsilon</math></i>	37
<i>2.4.4</i>	<i>Modelando transferência de calor em modelos <math>k-\varepsilon</math></i>	37
<i>2.4.5</i>	<i>Funções de Parede</i>	38
<i>2.4.5.1</i>	<i>Funções de Parede Padrão</i>	39
<b>2.5</b>	<b>Fluxo de Calor em Soldagem</b>	41
<i>2.5.1</i>	<i>Modelagem da fonte de calor</i>	47
<i>2.5.2</i>	<i>Trocas térmicas em soldagem</i>	52
<i>2.5.3</i>	<i>Volumes finitos</i>	53
<b>2.6</b>	<b>Aços Inoxidáveis</b>	54
<i>2.6.1</i>	<i>Elementos de liga</i>	57



2.6.2	<i>Diagrama de Schaeffler</i> . . . . .	57
2.6.3	<i>Diagrama de DeLong</i> . . . . .	59
2.7	<b>Aços inoxidáveis austeníticos</b> . . . . .	61
2.7.1	<i>Metalurgia física e mecânica</i> . . . . .	62
2.7.2	<i>Metalurgia da Soldagem</i> . . . . .	63
2.7.3	<i>Diagramas de transformações de fases</i> . . . . .	66
2.7.3.1	<i>Diagramas de resfriamento contínuo (CCT)</i> . . . . .	66
3	<b>MATERIAIS E MÉTODOS</b> . . . . .	69
3.1	<b>Avaliação Experimental</b> . . . . .	70
3.1.1	<i>Caracterização dos metais de base</i> . . . . .	70
3.1.2	<i>Bancadas para soldagens</i> . . . . .	70
3.1.2.1	<i>Soldagem TIG autógeno de tubo de aço inoxidável AISI304L</i> . . . . .	72
3.1.2.2	<i>Soldagens tubo de aço inoxidável 321</i> . . . . .	73
3.2	<b>Simulação Numérica</b> . . . . .	74
3.2.1	<i>Programa do Institute Batelle</i> . . . . .	76
3.2.2	<i>Definição do Modelo Físico</i> . . . . .	76
3.2.3	<i>Geometria - geração, refinamento e avaliação da qualidade de malha</i> . . .	77
3.2.4	<i>Simulações - Condições de contorno</i> . . . . .	81
3.2.5	<i>Propriedades dos materiais em função da temperatura</i> . . . . .	85
3.2.5.1	<i>Aço Inox Austenítico 304L</i> . . . . .	86
3.2.5.2	<i>Aço Inoxidável Austenítico AISI321</i> . . . . .	87
3.2.6	<i>Metalografia para obtenção das imagens microscópicas</i> . . . . .	87
4	<b>RESULTADOS</b> . . . . .	91
4.1	<i>Simulação utilizando o programa Batelle</i> . . . . .	91
4.2	<b>Resultados Experimentais - Soldagem Autógena TIG de tubo de aço inoxidável 304L em regime laminar</b> . . . . .	93
4.3	<b>Simulação Numérica - Soldagem TIG de tubo de aço inoxidável AISI 304L - Laminar</b> . . . . .	101
4.3.1	<i>Geometria e Avaliação da malha</i> . . . . .	101
4.3.2	<i>Resultados da simulação do escoamento - Regime Permanente</i> . . . . .	104
4.3.3	<i>Resultados da simulação da soldagem - Regime Transiente</i> . . . . .	106
4.4	<b>Comparação Experimental x Simulação - AISI304L</b> . . . . .	108

4.4.1	<i>Ciclos térmicos</i> . . . . .	109
4.4.2	<i>Comparações das extensões das zonas de soldagem</i> . . . . .	111
4.5	<b>Resultados Experimentais - Soldagem Autógena TIG de tubo de aço inoxidável AISI 321 em regime turbulento</b> . . . . .	112
4.6	<b>Simulação Numérica - Soldagem TIG de tubo de aço inoxidável AISI 321 - Turbulento</b> . . . . .	119
4.6.1	<i>Geometria e Avaliação da malha</i> . . . . .	119
4.6.2	<i>Resultados da simulação do escoamento - Regime Permanente</i> . . . . .	121
4.6.3	<i>Resultados da simulação da soldagem - Regime Transiente</i> . . . . .	122
4.7	<b>Comparação Experimental x Simulação - AISI 321</b> . . . . .	123
4.7.1	<i>Ciclos térmicos</i> . . . . .	123
4.7.2	<i>Comparações das extensões das zonas de soldagem</i> . . . . .	124
4.8	<b>Resultados Experimentais - Soldagem TIG de tubo de aço inoxidável AISI 321 com escoamento em regime laminar</b> . . . . .	126
4.9	<b>Simulação Numérica - Soldagem TIG de tubo de aço inoxidável AISI 321 com escoamento em regime laminar</b> . . . . .	130
4.10	<b>Resultados Experimentais - Soldagens Eletrodo Revestido de tubo de aço inoxidável AISI 321 com escoamento em regime laminar</b> . . . . .	137
4.10.1	<i>Eletrodo Revestido - 0,72 kJ/mm - Escoamento Laminar</i> . . . . .	137
4.10.2	<i>Eletrodo Revestido - 0,41 kJ/mm - Escoamento Laminar</i> . . . . .	142
4.11	<b>Simulação Numérica - Soldagens Eletrodo Revestido de tubo de aço inoxidável AISI 321 com escoamento em regime laminar</b> . . . . .	145
4.11.1	<i>Eletrodo Revestido - 0,72 kJ/mm - Escoamento Laminar</i> . . . . .	145
4.11.2	<i>Eletrodo Revestido - 0,41 kJ/mm - Escoamento Laminar</i> . . . . .	150
4.12	<b>Resultados Experimentais - Soldagens MIG/MAG de tubo de aço inoxidável AISI 321 com escoamento em regime laminar</b> . . . . .	154
4.12.1	<i>MIG/MAG - 0,58 kJ/mm - Escoamento Laminar</i> . . . . .	154
4.12.2	<i>MIG/MAG - 0,81 kJ/mm - Escoamento Laminar</i> . . . . .	158
4.13	<b>Simulação Numérica - Soldagens MIG/MAG de tubo de aço inoxidável AISI 321 com escoamento em regime laminar</b> . . . . .	162
4.13.1	<i>MIG/MAG - 0,58 kJ/mm - Escoamento Laminar</i> . . . . .	162
4.13.2	<i>MIG/MAG - 0,81 kJ/mm - Escoamento Laminar</i> . . . . .	167

<b>4.14</b>	<b>Considerações finais</b> . . . . .	172
<b>5</b>	<b>CONCLUSÕES</b> . . . . .	174
	<b>REFERÊNCIAS</b> . . . . .	176
	<b>APÊNDICES</b> . . . . .	183
	<b>APÊNDICE A</b> – UDF's das fontes analíticas de calor . . . . .	183
	<b>APÊNDICE B</b> – UDF para densidade do 304L . . . . .	197

## 1 INTRODUÇÃO

Tubulações na indústria em geral são utilizadas para transportar os mais diversos tipos de fluidos como, por exemplo, água (em estado líquido ou vapor), óleo cru, diesel, GNV e gasolina. Esses fluidos podem conter, também, outros componentes em suspensão. Estas tubulações fazem parte de diversos tipos de plantas industriais como, por exemplo, produção de combustíveis e lubrificantes ou circuitos utilizados no resfriamento ou aquecimento de processos. Por vezes, essas tubulações necessitam de manutenção ou alterações utilizando a soldagem como processo, e nem sempre é possível a parada da planta para a realização do serviço. Por isso, a necessidade de soldagem em operação em diversos tipos de plantas e equipamentos.

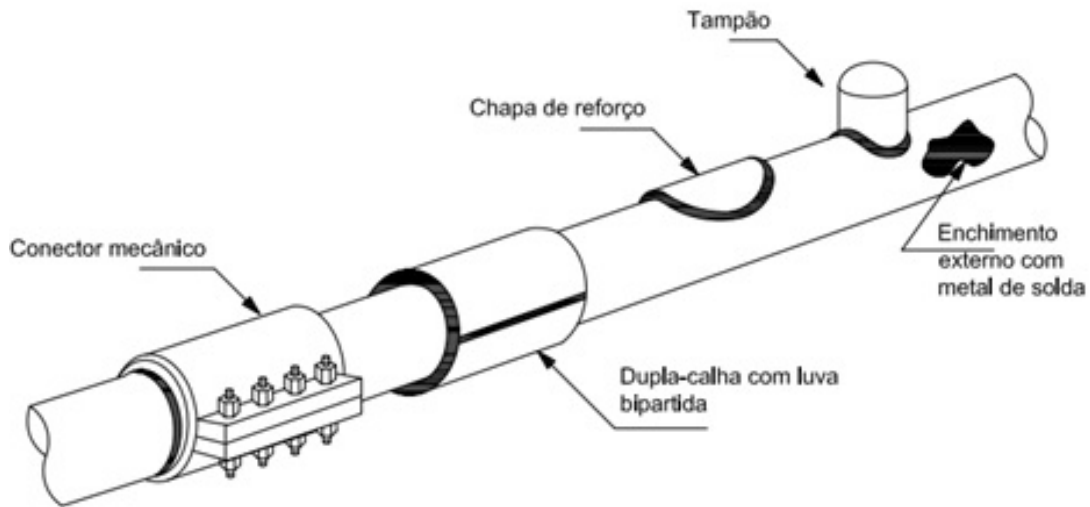
Considera-se **soldagem em operação** a técnica onde se realiza soldagem de equipamentos, tubulações e dutos que contenham qualquer produto ou seus resíduos pressurizados ou não, com ou sem escoamento, sem a necessidade de paradas operacionais (PETROBRAS, 2016).

As intervenções necessárias em tubulações ou dutos relacionadas a soldagem em operação podem ser a instalação de derivações para novas linhas ou manutenções devido as degradações ocasionadas pelo ambiente em que a tubulação está inserida ou devido as próprias características inerentes ao escoamento do fluido do duto (AISSANI, 2015). A Figura 1 mostra alguns possíveis serviços de instalação e/ou reparo em tubulações em operação usando soldagem. Para a realização desses serviços de instalação e/ou reparos em tubulações nem sempre é possível cessar o escoamento interno pois essa parada pode resultar em perdas econômicas e algumas dificuldades operacionais envolvidas nas paradas de plantas. Mesmo com a parada do escoamento do fluido de trabalho, podem existir quantidades residuais acumuladas do fluido transportado na parte interna da tubulação durante o processo de soldagem, o qual continua sendo um risco se ocorrer a perfuração.

A soldagem em operação é um procedimento padrão na indústria, porém, como exposto anteriormente, apresenta riscos graves. Um desses riscos é o de explosão devido a possibilidade de a temperatura da superfície interna do tubo soldado atinja valores que ocorram a combustão do fluido inflamável que escoam internamente, como, por exemplo, a temperatura de autoignição ou ponto de fulgor (SSST, 2019).

Outro risco é o de perfurar a tubulação e ocasionar um vazamento do fluido que pode resultar em consequências para o operador e/ou ambiente. Como principais causas para a perfuração podem-se citar a espessura pequena do tubo (< 6,0 mm), o uso de alto aporte de energia de soldagem (>12,00 kJ/cm), a oscilação da altura do arco, soldagem na direção

Figura 1 – Possíveis serviços em tubulações em operação



Fonte – (PETROBRAS, 2014)

longitudinal, uso de eletrodos celulósicos (alta penetração), e uso de eletrodos com diâmetros elevados ( $> 3,2$  mm) (PETROBRAS, 2014).

A soldagem em operação tem como principal mecanismo de remoção de calor a convecção oriunda do escoamento do fluido interno, o qual resulta em altas taxas de resfriamento e produz microestruturas de maior dureza, ou seja, mais frágeis para aços suscetíveis a transformações martensíticas. Aumenta, também, a possibilidade de ocorrer trincas induzidas por hidrogênio.

Portanto, conforme explicado anteriormente, torna-se necessário fazer uma previsão do comportamento térmico, estrutural e de transformação do material da tubulação antes da soldagem em operação, visando a prevenção de acidentes ou fragilização do material do tubo ou duto.

Atualmente a **simulação numérica** tem sido uma ferramenta eficaz e prática para resolução de problemas complexos da engenharia e da física, este avanço se deve ao rápido desenvolvimento de computadores e de grande capacidade de armazenamento (MALISKA, 2004). Os resultados das simulações podem ser validados com testes experimentais e, alcançando-se resultados com faixas de acuracidade adequadas, é possível utilizar os resultados das simulações para previsão de comportamento do material da tubulação a ser soldado. Também, softwares comerciais como, por exemplo, o *Ansys Fluent*, que utiliza o método dos volumes finitos, permite resolver de forma simultânea as equações de escoamento do fluido interno e as equações de fluxo de calor devido a energia de soldagem, o que possibilita avaliar como o escoamento influencia nos resultados térmicos obtidos da soldagem em operação, aproximando ainda mais as simulações ao

processo real. No contexto da soldagem em operação, as simulações numéricas são necessárias e importantes para um entendimento melhor dos fenômenos físicos envolvidos, com intuito de compreender como controlar as variáveis do processo de soldagem (ALIAN, 2016). O método dos volumes finitos (MVF) é uma ferramenta largamente utilizada na simulação e análise dos modelos de escoamento e térmico em vários processos e que pode ser utilizado no auxílio das simulações da soldagem em operação.

Outra opção para a realização de previsões é realizar **testes experimentais** em protótipos da tubulação em escalas menores. Estes trazem resultados precisos para ciclos térmicos através da medição com instrumentos adequados e com estes resultados pode-se obter a previsão das transformações envolvidas. De análises microscópicas é possível verificar quais as transformações metalúrgicas que ocorrem durante o processo de soldagem e subsequente resfriamento. Como os testes experimentais são realizados de forma controlada, os riscos são bem reduzidos, mas que exigem bastante tempo para preparação. Além desses fatores já citados, os dados obtidos de testes experimentais em bancadas totalmente instrumentadas podem ser usados para a validação de resultados das simulações numéricas.

A Petrobras, dentro dos seus procedimentos de soldagem em operação, recomenda o uso de alguns programas para análise térmica visando avaliar o risco de perfuração, entre estes estão: o programa do *Batelle Institute*, e o programa *Thermal Analysis Model for Hot-Tap Welding do Pipe Research Council International* (PRCI) (PETROBRAS, 2016). Estes programas possui uma lista de materiais limitadas para a seleção, por isso, a importância de se elaborar uma simulação numérica que permita mais versatilidade. No programa de análise desenvolvido pelo Instituto Batelle para soldagem em operação (BRUCE, 2000), o risco de perfuração é avaliado pela temperatura atingida na parede interna, havendo sido estabelecido, com uma margem de segurança, a temperatura limite de  $982^{\circ}\text{C}$  ( $1255,15\text{ K}$ ) quando são usados eletrodos revestidos de baixo hidrogênio, e  $760^{\circ}\text{C}$  para eletrodos celulósicos (KIEFNER, 1981). Porém, conforme Begg (2009), para processos de soldagem semiautomáticos, a temperatura na parede interna do tubo pode ser maior, sem que ocorra a perfuração.

Em virtude das informações apresentadas e da grande aplicação das ferramentas de simulação para a soldagem em operação, o objetivo deste trabalho é apresentar um modelo de simulação computacional baseado no método de volumes finitos que preveja o ciclo térmico de soldagem, as zonas de soldagem e as curvas de resfriamento para serem inseridas em diagramas CCT resultantes de uma soldagem em operação de tubos de aços inoxidáveis austeníticos AISI

304L e AISI 321. Para implementação e validação do modelo numérico preparou-se duas bancadas experimentais de soldagem em operação visando obter dados de vazão, corrente, tensão, o ciclo térmico de um ponto da superfície interna logo abaixo da região soldada.

## 1.1 Objetivos

### 1.1.1 *Objetivo Geral*

O objetivo deste trabalho é desenvolver um modelo numérico e simular a distribuição de temperaturas das zonas de soldagem utilizando o método de volumes finitos para soldagem em operação de tubos de aço inoxidável austeníticos AISI 304L e AISI 321 em dois regimes de escoamento interno: laminar e turbulento, utilizando água como fluido de trabalho. Para validar os resultados numéricos foram preparadas duas bancadas experimentais. Com este modelo aqui proposto objetiva-se ganhar uma ferramenta para previsão térmica da soldagem em operação para os processos de soldagens aqui testados.

### 1.1.2 *Objetivos Específicos*

- A respeito do modelo numérico foi necessário: elaborar geometrias compatíveis e gerar malhas com parâmetros de qualidade adequados; estabelecer as condições de contorno do modelo, conforme as condições de soldagem estabelecidas, para serem inseridos nos termos das equações governantes, entre estes, velocidade do fluxo, convecção da superfície externa e equação da fonte de calor;
- Sobre os resultados experimentais: preparar a bancada para o tubo de AISI 304L com dimensões menores e condições bem controladas para manter o escoamento em regime laminar, para calibrar o primeiro modelo numérico; preparar outra bancada com tubo de AISI 321 de dimensões maiores, recursos para variar o regime do escoamento entre laminar e turbulento, possibilidade de soldagem em vários processos e condições de soldagens similares aos utilizados na indústria, esta tinha o objetivo de que seus resultados pudessem validar o modelo numérico em casos reais já soldados;
- Obter resultados de dimensões da zona fundida (largura e penetração) e caracterização da microestrutura visando a comparação com os resultados das simulações numéricas;
- Comparar os resultados experimentais e numéricos dos ciclos térmicos, dimensões da zona fundida, temperaturas de pico e curvas de resfriamento nos diagramas CCT e avaliar qual a validade do modelo numérico para soldagem em operação aqui apresentado.



## 2 FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA

### 2.1 Defeitos, Reparos e serviços por soldagem em dutos

A necessidade de reparo das redes de dutos é decorrente, em geral, do desgaste natural por corrosão, falhas mecânicas, e fenômenos do ambiente em que a tubulação está inserida. A Figura 2 mostra um dos principais defeitos de dutos industriais, que é a corrosão externa. O duto deve ser submetido a reparos sempre que apresentar defeitos que comprometam (PETROBRAS, 2014):

- a segurança operacional;
- a segurança do meio ambiente;
- a segurança pessoal.

Os principais defeitos em tubulações podem ser divididos em duas categorias principais (HOIE, 2015), (ALVES, 2019):

I) Defeitos relacionados a corrosão - generalizada (perda de espessura na superfície externa), por pite (corrosão localizada com alta penetração) e sob tensão (combinação de tensões residuais e meios corrosivos);

II) Defeitos de origem mecânica - moosa (deformação plástica na superfície do tubo que resulta numa depressão), cava (redução local da espessura da seção transversal do duto e trincas externas (concentração de tensões em uma área localizada que gera uma cava).

Os possíveis reparos permitidos para dutos de transporte são (PETROBRAS, 2014):

- **Reparos de contingência:** para controlar ou prevenir vazamentos e, assim, para permitir o condicionamento do duto que possibilite a execução de reparos temporários ou permanentes.
- **Reparos temporários:** para reforçar regiões que apresentam danos, garantindo a segurança e a continuidade operacional do duto.
- **Reparos permanentes:** para restaurar completamente a resistência mecânica do duto.

Figura 2 – Defeito típico em dutos industriais, corrosão externa.



Fonte – (ABRACO, 2018)

Para a realização desses reparos alguns métodos podem ser utilizados como, por exemplo, os mostrados na Figura 1.

## **2.2 Principais riscos decorrentes da soldagem em operação**

### **2.2.1 Perfuração**

Este ocorre quando a espessura da parede remanescente sob a poça de fusão é incapaz de suportar a pressão interna da tubulação. Quando a resistência da espessura não é suficiente para conter a pressão interna o material fundido na poça de fusão é expelido através da parede do duto gerando um furo no fundo da poça de fusão. Dois fatores são imperativos neste caso: a espessura da parede e a penetração do cordão de solda. A penetração é resultante da energia de soldagem adicionada e a capacidade de remoção de calor devido ao escoamento interno (FARRAG, 2013).

A norma 2163 da Petrobras (2016) sugere que para avaliar os riscos de perfuração na soldagem em equipamentos, tubulações e dutos que operem a temperaturas até 150 °C devem seguir as sugestões contidas na Tabela 1. Além disso, essa norma sugere que a temperatura interna da parede não deve ultrapassar 980 °C (1253,15 K) para .

### 2.2.2 Trinca induzida por hidrogênio

O processo de soldagem em tubulações em operação é suscetível a trinca induzida por hidrogênio (JASKE, 2006). As grandes taxas de resfriamento combinada com composições químicas dos materiais específicas tende a resultar em altos valores de dureza na ZAC, indicando uma microestrutura susceptível a trinca, para a ocorrer a trinca induzida por hidrogênio três fatores são necessários: hidrogênio na junta, microestrutura susceptível e tensões residuais (BRUCE, 2009).

Relacionada a trinca a frio a Norma N-2163 (PETROBRAS, 2016) sugere que seja levada em consideração dois fatores: o cálculo de carbono equivalente e o tempo de resfriamento na faixa de 250°C a 100°C, esses fatores devem ser determinados conforme estabelecido na norma.

Tabela 1 – Espessuras Mínimas para Execução de Soldagem

<b>Espessura mínima (t)</b>	<b>Fluxo</b>	<b>Requisito complementar</b>
$t \geq 12,70mm$	Com ou sem	Não há risco de perfuração
$6,35\text{ mm} < t < 12,70\text{ mm}$	Com	Avaliar risco de perfuração apenas para amanteigamento e enchimento com metal de solda.
$6,35\text{ mm} < t < 12,70\text{ mm}$	Sem	Avaliar risco de perfuração.
$5,00mm \leq t \leq 6,35mm$	Com ou sem	Avaliar risco de perfuração e possibilidade de alteração das condições operacionais.
$3,20mm \leq t \leq 5,00mm$	Com ou sem	Há risco iminente de perfuração. Avaliar risco de perfuração e possibilidade de alteração das condições operacionais. Avaliar também a possibilidade do emprego de técnica de amanteigamento.

Fonte – Norma 2163 - Petrobras

A Petrobras dentro dos seus procedimentos de soldagem em operação sugere a utilização de alguns programas computacionais para análise térmica visando avaliar o risco de perfuração entre estes estão: o programa do Instituto Batelle, e o programa Thermal Analysis Model for Hot-Tap Welding do Pipe Research Council International (PRCI) (PETROBRAS, 2016).

### 2.3 Equações governantes

As equações governantes são determinadas pelas leis de conservação da massa, quantidade de movimento e energia (VERSTEEG; MALALASEKERA, 2007):

Assumindo escoamento incompressível e com propriedades do fluido independentes da temperatura, as equações de conservação da massa, quantidade de movimento e energia escritas na forma conservativa são apresentadas nos tópicos seguintes.

### 2.3.1 Equação da conservação de massa

Na direção radial e axial da tubulação tem-se

$$\frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial \theta} (V_\theta) + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} (rV_r) + \frac{\partial}{\partial z} (V_z) = 0 \quad (2.1)$$

Onde  $z$  é a direção axial,  $r$  é o raio interno da tubulação,  $V_r$  é a velocidade radial e  $V_z$  é a velocidade axial.

### 2.3.2 Equações da conservação da quantidade de movimento

Nas direções radial e axial da tubulação tem-se

$$\begin{aligned} & \frac{\partial}{\partial t} (\rho_f V_r) + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} (r \rho_f V_r V_r) + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial z} (r \rho_f V_z V_r) = \\ & - \frac{\partial p}{\partial r} + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left[ r \mu \left( \frac{\partial V_r}{\partial z} + \frac{\partial V_z}{\partial r} \right) \right] + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left[ 2r \mu \frac{\partial V_r}{\partial r} \right] \end{aligned} \quad (2.2)$$

$$\begin{aligned} & \frac{\partial}{\partial t} (\rho_f V_z) + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} (r \rho_f V_r V_z) + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial z} (r \rho_f V_z V_z) = \\ & - \frac{\partial p}{\partial z} + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left[ r \mu \left( \frac{\partial V_r}{\partial z} + \frac{\partial V_z}{\partial r} \right) \right] + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial z} \left[ 2r \mu \frac{\partial V_z}{\partial z} \right] \end{aligned} \quad (2.3)$$

Onde  $\rho_f$  é a densidade do fluido,  $p$  é a pressão e  $\mu$  é a viscosidade.

### 2.3.3 Equação da conservação da energia

Nas direções da tubulação tem-se

$$\frac{\partial}{\partial t} (\rho T) + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} (r \rho V_r T) + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial z} (r \rho V_z T) = \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left[ \frac{kr}{c_p} \frac{\partial T}{\partial r} \right] + \frac{1}{r^2} \frac{\partial}{\partial \theta} \left[ \frac{kr}{c_p} \frac{\partial T}{\partial \theta} \right] + \frac{\partial}{\partial z} \left[ \frac{k}{c_p} \frac{\partial T}{\partial z} \right] + S \quad (2.4)$$

Onde  $\rho_f$  é a densidade do fluido,  $c_{pf}$  é o calor específico do fluido,  $T$  é a temperatura,  $k_f$  é condutividade térmica do fluido e  $S$  é o termo fonte.

As equações da conservação da massa, momento e energia podem ser resolvidas através de CFD (Computational Fluid Dynamic) o qual desenvolveu soluções de modelos matemáticos com adequado tempo computacional e resultados satisfatórios para aplicações práticas (MALISKA, 2004).

#### 2.3.4 Escoamento do fluido

Numa soldagem em operação a convecção de calor devido ao escoamento interno é o principal mecanismo de transferência de calor oriundo da energia de soldagem. Para determinar o regime do escoamento relacionado a convecção, o número de Reynolds,  $Re$ , para uma faixa de condições tipicamente encontradas em campo deve ser calculado. A equação para o cálculo do número de Reynolds para um escoamento em um duto circular é dada por (SABAPATHY, 2002)

$$Re_d = \frac{\rho V D}{\mu} \quad (2.5)$$

onde  $\rho$  é a densidade,  $V$  é a velocidade média,  $D$  é o diâmetro interno e  $\mu$  é a viscosidade do fluido.

Em um escoamento completamente desenvolvido, o número de Reynolds crítico para início da turbulência é

$$Re_d \approx 2300 \quad (2.6)$$

Apesar que, é necessário números de Reynolds muito altos ( $Re_d \approx 10000$ ) para alcançar condições de escoamento completamente turbulento (INCROPERA; DEWITT, 1996).

Para um escoamento laminar ( $Re_d \leq 2.300$ ), o comprimento de entrada pode ser obtido da seguinte expressão (INCROPERA; DEWITT, 1996)

$$L_{el} \approx 0,05 Re_d D \quad (2.7)$$

Embora não haja uma expressão geral satisfatória para o comprimento de entrada em escoamento turbulento, sabemos que é aproximadamente independentemente do número de Reynolds e que, como uma primeira aproximação (KAYS, 2005),

$$10 \leq \frac{L_{et}}{D} \leq 60 \quad (2.8)$$

A velocidade, temperatura e pressão do fluido interno tem um grande efeito sobre os mecanismos de transferências de calor da soldagem em operação. A maior parte do calor

gerado na soldagem será absorvido pelo escoamento do fluido interno a tubulação. A parede da tubulação pode furar devido à pressão interna nos locais onde ocorre altas temperaturas. Assim é necessário considerar a influência das características do fluido interno na segurança da soldagem em operação. O coeficiente de transferência de calor entre o fluido interno e a parede do tubo, em condições determinadas, pode ser considerado constante em modelos simplificados mas isso pode não representar fielmente a situação real. Xue *et al.* (2006) sugere que, se o fluido tem baixa viscosidade e a convecção é forçada, o coeficiente pode ser calculado por

$$Nu = 0,023Re^{0,8}Pr^{0,4} = \frac{hD}{k_f} \quad (2.9)$$

onde Nu é o número de Nusselt e  $h [W/m^2K]$  é o coeficiente de convecção.

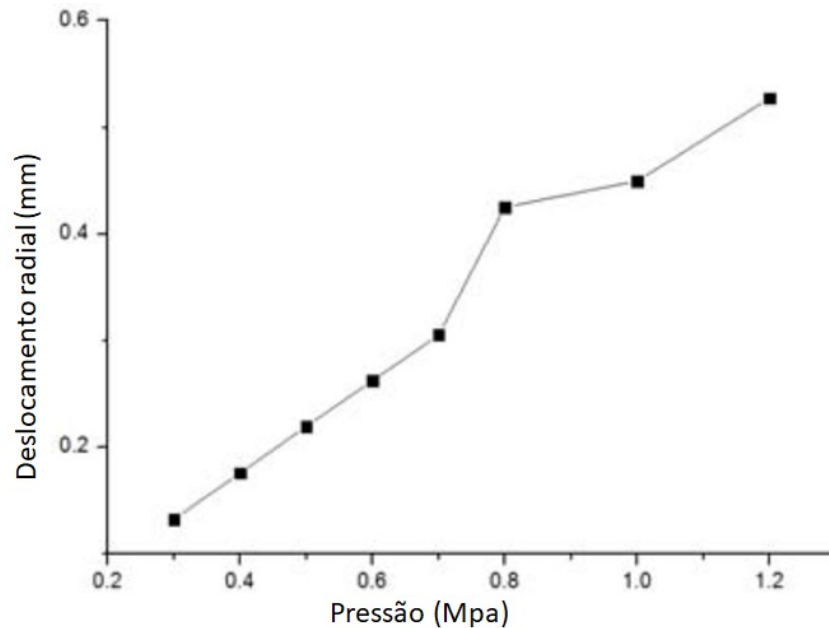
Bang (2002) sugere usar o coeficiente de convecção constante baseado na fórmula como segue:

$$\frac{h_f D}{k_f} = 0,023 \left( \frac{\rho_f v_f D}{\mu_f} \right)^{0,8} \left( \frac{\mu_f C_{pf}}{k_f} \right)^{0,4} \quad (2.10)$$

Han (2011) pesquisou sobre a possibilidade de prever se a tubulação irá furar ou não durante a soldagem em operação variando a pressão e mantendo a energia de soldagem constante. Conforme a pesquisa, concluiu-se que em determinado ponto exatamente abaixo da Zona Fundida (ZF) na parede interna, a deformação aumenta gradativamente conforme a temperatura aumenta neste ponto. Quando a temperatura chega próximo a temperatura de pico, a deformação tem um aumento acentuado. Sob determinado perfil de temperatura, a deflexão radial na região de temperatura máxima aumenta linearmente com o aumento da pressão interna. Quando a pressão interna está acima de um determinado valor, a deformação do material aumenta rapidamente e um ponto da curva de deformação sofre uma alteração no comportamento conforme a Figura 3. O deslocamento radial neste ponto pode ser considerado um critério de perfuração eminente na soldagem em operação com escoamento interno em determinadas condições.

Farias (2012) estudou o efeito do arrefecimento causado pelo fluido (água) em tubulação de aço ASTM A105 (espessura 11mm) a uma conexão tubo API 5L Gr X60 (espessura de 6mm) utilizando soldagem GTAW e SMAW. Para tanto, foi utilizada duas faixas de temperatura do fluido: 6 a 10° C e 26 a 36° C. Nesse trabalho concluiu-se que o efeito do arrefecimento do fluido no interior do tubo foi mais significativo que a temperatura deste fluido e que este arrefecimento provocou aumento na dureza da ZF e Zona Termicamente Afetada (ZTA) e reduziu o alongamento no ensaio de tração.

Figura 3 – Curva de deflexão radial em diferentes pressões



Fonte – (HAN, 2011)

## 2.4 Turbulência

Durante a soldagem em operação o escoamento interno do fluido pode se encontrar em regime turbulento. Portanto, existe a necessidade de se adicionar as equações anteriores os efeitos de transporte turbulento e de verificar qual o modelo de turbulência melhor se adequa ao problema aqui estudado.

Quando os escoamentos são controlados pela difusão viscosa de vorticidade e momento, eles são chamados de escoamento laminares, e o número de Reynolds é geralmente pequeno. Conforme o número de Reynolds aumenta, os termos de inércia superam as tensões viscosas e, conseqüentemente, maiores velocidade e flutuação da pressão aparecem no escoamento e o movimento torna-se inerentemente tridimensional e instável, o que pode ser descrito como um escoamento turbulento (WILCOX, 2006).

Os vórtices turbulentos, que podem ser considerados como um movimento giratório local onde a vorticidade pode frequentemente ser muito intensa, aparecem em uma ampla gama de tamanhos e permitem que surjam tensões turbulentas efetivas. A turbulência é principalmente dominada por vórtices, conforme destacado por Wilcox (2006).

Existem três métodos numéricos principais para prever o escoamento turbulento: Simulação Numérica Direta (DNS), Simulação Grande Eddy (LES) e Reynolds Averaged NavierStokes (RANS). DNS é o método mais preciso para resolver as equações de Navier-Stokes

e vale a pena mencionar que pode ser considerado o método mais fácil de implementar. Porém, dependerá de recursos computacionais que não estarão disponíveis na maioria dos centros de pesquisa ao redor do mundo. Além disso, o DNS resolve todas as escalas de escoamento. Ao resolver as menores escalas de turbulência, o DNS é considerado uma abordagem computacional de alto custo (OMRANIAN, 2007).

Observa-se que dois modelos de equações são amplamente utilizados na indústria para modelar a turbulência e soluções em CFD: o modelo  $k - \epsilon$  padrão (LAUNDER, 1974) e o modelo  $k - \omega$  (WILCOX, 1988). Estes modelos foram estudados e aplicados exaustivamente para vários tipos de projetos na engenharia. Além disso, boas aproximações com estudos experimentais foram alcançadas nas aplicações destes modelos.

#### 2.4.1 Modelo Padrão $k-\epsilon$

O modelo  $k-\epsilon$  padrão (*standard*) é um modelo baseado em equações de transporte para a energia cinética ( $k$ ) e para a taxa de dissipação da turbulência ( $\epsilon$ ). A equação do modelo de transporte para  $k$  é derivada da equação exata, enquanto a equação do modelo de transporte para  $\epsilon$  foi obtida usando raciocínio físico e tem pouca semelhança com sua contraparte matematicamente exata. (ANSYS, 2018b).

Na derivação do modelo, pressupõe-se que o escoamento seja totalmente turbulento e os efeitos de viscosidade molecular são insignificantes. O modelo padrão é, portanto, válido apenas para escoamentos totalmente turbulentos.

À medida que os pontos fortes e fracos do modelo-padrão se tornaram conhecidos, foram introduzidas modificações para melhorar seu desempenho. Duas dessas variantes são: o modelo RNG e o modelo de *Realizable*.

##### 2.4.1.1 Equações de transporte para modelo $k-\epsilon$ padrão

A energia cinética turbulenta,  $k$ , e a taxa de dissipação,  $\epsilon$ , são obtidas a partir das seguintes equações de transporte (VERSTEEG; MALALASEKERA, 2007):

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho k) + \frac{\partial}{\partial x_i}(\rho k u_i) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[ \left( \mu + \frac{\mu_t}{Pr_k} \right) \frac{\partial k}{\partial x_j} \right] + G_k + G_b - \rho \epsilon - Y_M + S_k \quad (2.11)$$

e

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho \epsilon) + \frac{\partial}{\partial x_i}(\rho \epsilon u_i) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[ \left( \mu + \frac{\mu_t}{Pr_\epsilon} \right) \frac{\partial \epsilon}{\partial x_j} \right] + C_{1\epsilon} \frac{\epsilon}{k} (G_k + C_{3\epsilon} G_b) - C_{2\epsilon} \rho \frac{\epsilon^2}{k} + S_\epsilon \quad (2.12)$$



Nestas equações,  $G_k$  representa a geração de energia cinética turbulenta devido ao gradiente médio de velocidade.  $G_b$  é a geração de energia cinética turbulenta devido a *buoyancy*.  $Y_M$  representa a contribuição da dilatação flutuante em turbulência compressível para a taxa de dissipação global, essa parcela não é levada em conta nos escoamentos aqui estudados.  $C_{1\varepsilon}$ ,  $C_{2\varepsilon}$ ,  $C_{3\varepsilon}$  são constantes.  $Pr_k$  e  $Pr_\varepsilon$  são os números de *Prandtl* turbulento para  $k$  e  $\varepsilon$ , respectivamente.  $S_k$  e  $S_\varepsilon$  são os termos fontes.

#### 2.4.1.2 Viscosidade turbulenta - $\mu_t$

A viscosidade turbulenta,  $\mu_t$ , é calculada combinando-se os valores de  $k$  e  $\varepsilon$  como segue

$$\mu_t = \rho C_\mu \frac{k^2}{\varepsilon} \quad (2.13)$$

onde  $C_\mu$  é uma constante.

#### 2.4.1.3 Constantes do modelo

As constantes do modelo  $C_{1\varepsilon}$ ,  $C_{2\varepsilon}$ ,  $C_\mu$ ,  $\sigma_k$  e  $\sigma_\varepsilon$  tem os seguintes valores padrão (ANSYS, 2018b)

$$C_{1\varepsilon} = 1,44, C_{2\varepsilon} = 1,92, C_\mu = 0,09, \sigma_k = 1,2, \sigma_\varepsilon = 1,3.$$

Esses valores padrão foram determinados a partir de experimentos para escoamentos turbulentos. Verificou-se que eles funcionam bem para uma ampla gama de escoamentos de cisalhamento limitados por paredes e livres. Embora os valores padrão das constantes do modelo sejam os padrões mais amplamente aceitos, pode-se alterá-los, se necessário.

#### 2.4.2 Modelando a produção turbulenta nos modelos $k - \varepsilon$

Os termos  $G_k$ , das Equações 2.11 e 2.12, representam a produção de energia cinética turbulenta, é modelada para os três modelos  $k - \varepsilon$ . A partir da equação do transporte de  $k$ , este termo pode ser definido como (ANSYS, 2018b)

$$G_k = -\rho \bar{u'_j u'_j} \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \quad (2.14)$$

Para avaliar  $G_k$  de uma forma consistente com a hipótese de Boussinesq (HINZE, 1975),

$$G_k = \mu_t S^2 \quad (2.15)$$

onde  $S$  é o módulo da média do tensor da tensão, definido como

$$S \equiv \sqrt{2S_{ij}S_{ij}} \quad (2.16)$$

### 2.4.3 Efeito da flutuabilidade nos modelos de turbulência $k - \varepsilon$

Quando um campo de gravidade e um gradiente de temperatura estão presentes simultaneamente, o modelo  $k - \varepsilon$  leva em conta a geração de  $k$  devido a flutuabilidade ( $G_b$ ), e a correspondente contribuição para a produção de  $\varepsilon$ . A geração de turbulência devido a flutuabilidade é dada por (ANSYS, 2018b)

$$G_b = \beta g_i \frac{\mu_t \partial T}{Pr_t \partial x_i} \quad (2.17)$$

onde  $Pr_t$  é o número de Prandtl turbulento e  $g_i$  é o componente do vetor gravidade na direção  $i$ . Para os modelos padrão e *realizable*  $k - \varepsilon$ , o valor padrão de  $Pr_t = 0,085$ . No caso do modelo RNG,  $Pr_t = 1/\alpha$ . O coeficiente de expansão térmica,  $\beta$ , é definido como

$$\beta = -\frac{1}{\rho} \left( \frac{\partial \rho}{\partial T} \right)_p \quad (2.18)$$

O grau na qual  $\varepsilon$  é afetada pela flutuabilidade é determinada pela constante  $C_{3\varepsilon}$ , a qual é calculada de acordo com a seguinte equação (ANSYS, 2018b)

$$C_{3\varepsilon} = \tanh \left| \frac{v}{u} \right| \quad (2.19)$$

onde  $v$  é a componente do escoamento velocidade paralelo ao vetor gravitacional e  $u$  é a componente do escoamento de velocidade perpendicular ao vetor gravitacional. Desta forma,  $C_{3\varepsilon}$  se tornará 1 para as camadas de cisalhamento flutuantes para as quais a direção do escoamento principal está alinhada com a direção da gravidade. Para camadas de cisalhamento flutuantes que são perpendiculares ao vetor gravitacional,  $C_{3\varepsilon}$  é nulo.

### 2.4.4 Modelando transferência de calor em modelos $k - \varepsilon$

O transporte de calor turbulento é modelado usando o conceito da analogia de Reynolds para transferência de momento turbulento. A equação de energia é dada por (ANSYS, 2018b)

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho_f E) + \frac{\partial}{\partial x_i} [u_i(\rho E + p)] = \frac{\partial}{\partial x_j} \left( k_{eff} \frac{\partial T}{\partial x_j} + u_i(\tau_{ij})_{eff} \right) + S_h \quad (2.20)$$

onde  $E$  é a energia total,  $p$  é a pressão,  $T$  é o campo de temperatura,  $k_{eff}$  é condutividade térmica efetiva, e  $(\tau_{ij})_{eff}$  é o tensor tensão, definido como

$$(\tau_{ij})_{eff} = \mu_{eff} \left( \frac{\partial u_j}{\partial x_i} + \frac{\partial u_i}{\partial x_j} \right) - \frac{2}{3} \mu_{eff} \frac{\partial u_k}{\partial x_k} \delta_{ij} \quad (2.21)$$

o termo envolvendo  $(\tau_{ij})_{eff}$  representa o aquecimento viscoso.

#### 2.4.5 Funções de Parede

A forma como são modeladas as regiões próximas a parede impacta na fidelidade da solução numérica, na medida que as paredes são principais fontes de vorticidade e turbulência. Afinal, é na região próxima da parede que as variáveis da solução têm grandes gradientes, e o momento e outros transportes escalares ocorrem com mais vigor. Portanto, uma representação precisa do escoamento na região próxima à parede determina previsões bem-sucedidas de escoamentos turbulentos limitados por paredes.

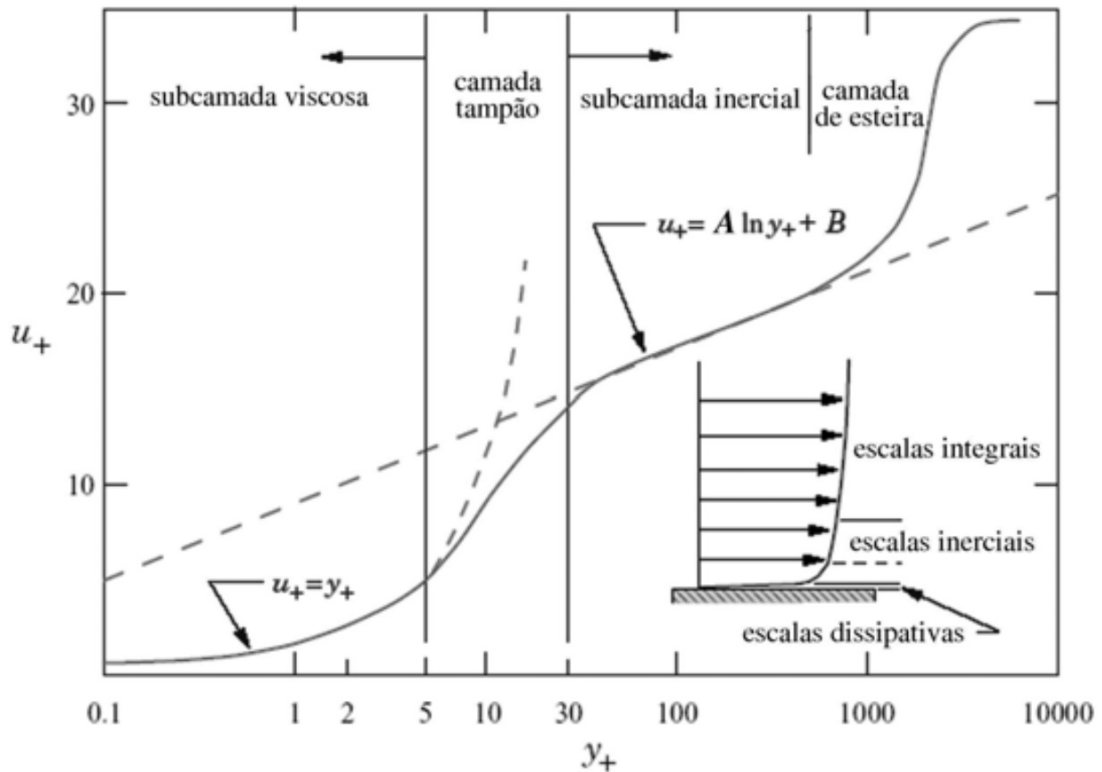
Obviamente, o campo de velocidade média é afetado através da condição de não deslizamento (*no-slip*) que deve ser satisfeita na parede. Muito próximo da parede, o amortecimento viscoso reduz as flutuações da velocidade tangencial, enquanto o bloqueio cinemático reduz as flutuações normais. No entanto, na parte externa da região próxima a parede, a turbulência é rapidamente aumentada pela produção de energia cinética da turbulência, devido aos grandes gradientes na velocidade média.

Experiências mostraram que a região próxima à parede pode ser subdividida em três camadas. Na camada mais interna, chamada de "subcamada viscosa", o escoamento é quase laminar e a viscosidade (molecular) desempenha um papel dominante no momento e na transferência de calor ou massa. Na camada externa, chamada camada totalmente turbulenta, a turbulência desempenha um papel importante. Finalmente, existe uma região intermediária entre a subcamada viscosa e a camada totalmente turbulenta, onde os efeitos da viscosidade molecular e da turbulência são igualmente importantes. A Figura 4 ilustra essas subdivisões da região da parede próxima, plotadas em coordenadas semi-logarítmicas.

As funções de parede são um conjunto de fórmulas semi-empíricas e funções que, na verdade, "interligam" ou "vinculam" as variáveis de solução nas células próximas à parede e as quantidades correspondentes na parede. As funções da parede compreendem

- lei da parede para a velocidade e temperatura médias (ou outros escalares);
- fórmula para as quantidades turbulentas próximas à parede.

Figura 4 – As diferentes regiões de um escoamento próximo à uma parede



Fonte – (LAUNDER, 1974)

#### 2.4.5.1 Funções de Parede Padrão

As funções de parede padrão são amplamente utilizados em escoamentos normalmente utilizados na prática. Estas funções são baseadas no trabalho de Launder e Spalding (LAUNDER, 1974).

A lei da parede para velocidade média produz

$$U_* = \frac{1}{\kappa} \ln(E y^*) \quad (2.22)$$

onde

$$U_* \equiv \frac{U_P C_\mu^{1/4} k_P^{1/2}}{\tau_w / \rho} \quad (2.23)$$

é uma velocidade adimensional.

$$y^* \equiv \frac{\rho C_\mu^{1/4} k_P^{1/2} y_P}{\mu} \quad (2.24)$$

é uma distância adimensional da parede, onde  $\kappa$  é a constante de von Kármán ( $= 0,4187$ );  $E$  é uma constante empírica ( $= 9,793$ );  $U_P$  é a velocidade média do fluido no centroide da célula

adjacente à parede (P);  $k_P$  é a energia cinética turbulenta no centroide da célula adjacente à parede (P);  $y_P$  é a distância do centroide da célula adjacente à parede até a parede.

O intervalo de valores  $y^*$  para os quais as funções da parede são adequadas depende do número geral de Reynolds do escoamento. O limite inferior sempre fica na ordem de  $y^* \approx 15$  (ANSYS, 2018b). Abaixo desse limite, as funções da parede geralmente se deterioram e a precisão das soluções não pode ser mantida. O limite superior depende fortemente do número de Reynolds. Para números Reynolds muito altos a camada logarítmica pode se estender a valores tão altos quanto vários milhares, enquanto para escoamentos com um número baixo de Reynolds o limite superior pode ser tão pequeno como 100. Para número de Reynolds desta magnitude, a camada limite inteira é frequentemente apenas da ordem de algumas centenas de unidades.

A analogia de Reynolds entre momento e transporte de energia fornece uma lei logarítmica semelhante para a temperatura média. Como na lei da parede para velocidade média, a lei da parede para temperatura compreende as duas leis diferentes a seguir:

- lei linear para a subcamada de condução térmica, ou subcamada viscosa térmica, em que a condução é importante;
- lei logarítmica para a região turbulenta onde os efeitos da turbulência dominam a condução.

A espessura da camada de condução térmica é, em geral, diferente da espessura da subcamada viscosa (momento) e muda de fluido para fluido. Por exemplo, a espessura da subcamada térmica para um fluido com alto número de Prandtl é muito menor que a sua espessura de momento da subcamada. Para fluidos com baixo número de Prandtl, pelo contrário, é muito maior que a espessura da subcamada de momento.

$$\frac{\delta}{\delta_T} = \sqrt{Pr} \quad (2.25)$$

A lei de parede para energia é implementada da seguinte forma:

$$T^* \equiv \frac{(T_w - T_P)\rho c_p C_\mu^{1/4} k_P^{1/2}}{\dot{q}} \quad (2.26)$$

para  $y^* < y_T^*$

$$T^* = Pr y + \frac{1}{2} \rho Pr \frac{C_\mu^{1/4} k_P^{1/2}}{U_P^2} \quad (2.27)$$

para  $y^* > y_T^*$

$$T^* = Pr_t \left[ \frac{1}{\kappa} \ln(E y^*) + P \right] + \frac{1}{2} \rho \frac{C_\mu^{1/4} k_P^{1/2}}{\dot{q}} [Pr_t U_P^2 + (Pr - Pr_t) U_c^2] \quad (2.28)$$

onde  $P$ , para paredes lisas, é calculado por usar a seguinte fórmula

$$P = 9,24 \left[ \left( \frac{Pr}{Pr_t} \right)^{3/4} - 1 \right] \left[ 1 + 0,28e^{-0,007Pr/Pr_t} \right] \quad (2.29)$$

se a parede for rugosa  $P$  é calculado da seguinte forma

$$P_{rugoso} = 3,15Pr^{0,695} \left( \frac{1}{E'} - \frac{1}{E} \right)^{0,359} + \left( \frac{E'}{E} \right)^{0,6} P \quad (2.30)$$

onde  $E'$  é a função de parede modificada pela rugosidade da parede, definida por  $E' = E/f_r$ . Também,  $\dot{q}$  é o fluxo de calor na parede;  $T_w$  é temperatura na parede;  $Pr_t$  é o número de Prandtl turbulento (0,85 na parede) e  $U_c$  é magnitude da velocidade média em  $y^* = y_T^*$ .

No modelo  $k - \varepsilon$ , a equação de  $k$  é resolvida no domínio principal incluindo as células próximas à parede. A condição de fronteira imposta a  $k$  na parede é

$$\frac{\partial k}{\partial n} = 0 \quad (2.31)$$

onde  $n$  é a normal da coordenada local para a parede.

A produção de energia cinética  $G_k$ , e a taxa de dissipação  $\varepsilon$ , nas células próximas a parede, os termos fonte na equação de  $k$ , são calculados baseado na hipótese do equilíbrio local. Sob essa premissa, a produção de  $k$  e sua taxa de dissipação são assumidas ser igual nos volumes de controles próximos a parede.

Assim, a produção de  $k$  é baseada na lei logarítmica e é calculada da seguinte forma

$$G_k \approx \tau_w \frac{\partial U}{\partial y} = \tau_w \frac{\tau_w}{\kappa \rho C_\mu^{1/4} k_P^{1/2} y_P} \quad (2.32)$$

e  $\varepsilon$  é calculado a partir de

$$\varepsilon = \frac{C_\mu^{3/4} k_P^{3/2}}{\kappa y_P} \quad (2.33)$$

## 2.5 Fluxo de Calor em Soldagem

A relevância do estudo do fluxo de calor envolvido na soldagem é devido a este afetar as transformações de fase e, assim, a microestrutura e propriedades resultantes da solda. Assim como, também, ser responsável por tensões residuais e distorções (PETROBRAS, 2016).

A análise do fluxo térmico em estruturas soldadas permanece sujeito a duas principais dificuldades. A primeira é a forte não-linearidade (dependência de propriedades físicas e térmicas

do material com a variação de temperaturas); a segunda é a escolha apropriada da fonte de calor (geometria e distribuição da energia) (AISSANI, 2015).

Portanto, no estudo da distribuição de calor na soldagem pode ser de interesse específico (1) a taxa de solidificação do metal de solda, (2) a distribuição do pico de temperatura máxima na Zona Afetada pelo Calor (ZAC), (3) a taxa de resfriamento na Zona de Fusão (ZF) e ZAC e (4) a distribuição do calor entre a ZF e ZAC (MESSLER, 1999).

O fluxo de calor na soldagem pode ser dividido, de maneira simplificada, em duas etapas básicas: fornecimento de calor a peça e a dissipação deste calor pela peça ou outros mecanismos de transferência de calor (MARQUES, 2009).

No caso da soldagem que resulta em fusão do material a energia de soldagem adicionada pode ocasionar elevadas temperaturas (2.000 a 20.000°C), as quais ao serem deslocadas ao longo da junta/peça, resultam na formação da solda pela fusão e solidificação da região. Essa alta concentração de energia resulta em altos gradientes térmicos e variações bruscas de temperatura (MARQUES, 2009).

O aporte térmico é definido como a quantidade de energia fornecida a junta por unidade de comprimento da mesma. Na soldagem a arco, pode-se considerar o arco como a única fonte de calor, e a sua energia de soldagem pode ser expressa por:

$$H_L = \frac{\eta VI}{v_s} \quad (2.34)$$

onde  $H_L$  é a energia de soldagem (J/mm);  $\eta$  a eficiência térmica do processo;  $V$  tensão no arco (V);  $I$  corrente de soldagem (A);  $v_s$  velocidade de soldagem (mm/s).

Uma parte da potência provida pela fonte é absorvida pela peça e dissipada, principalmente, por condução, a parte restante é perdida para vizinhança, consequentemente  $\eta < 1$ . A eficiência térmica do arco  $\eta$  é calculada da seguinte forma:

$$\eta = \frac{Q t_{weld}}{Q_{nominal} t_{weld}} = \frac{Q}{Q_{nominal}} \quad (2.35)$$

onde  $Q$  é a taxa de transferência de calor da fonte de calor para a peça (W);  $Q_{nominal}$  a potência nominal da fonte de calor (W) e  $t_{weld}$  o tempo de soldagem (s).

Uma forma de determinar a eficiência térmica do arco é através de um calorímetro, para obter a quantidade de calor efetiva que foi transferida da fonte para a peça. Sgarbi (2013) construiu e validou um calorímetro com vazão contínua para avaliação do rendimento térmico para soldagem em processos GMAW (MIG/MAG), GTAW (TIG) e SAW (Arco submerso), obtendo valores bem próximos dos indicados na literatura. O calorímetro é basicamente uma

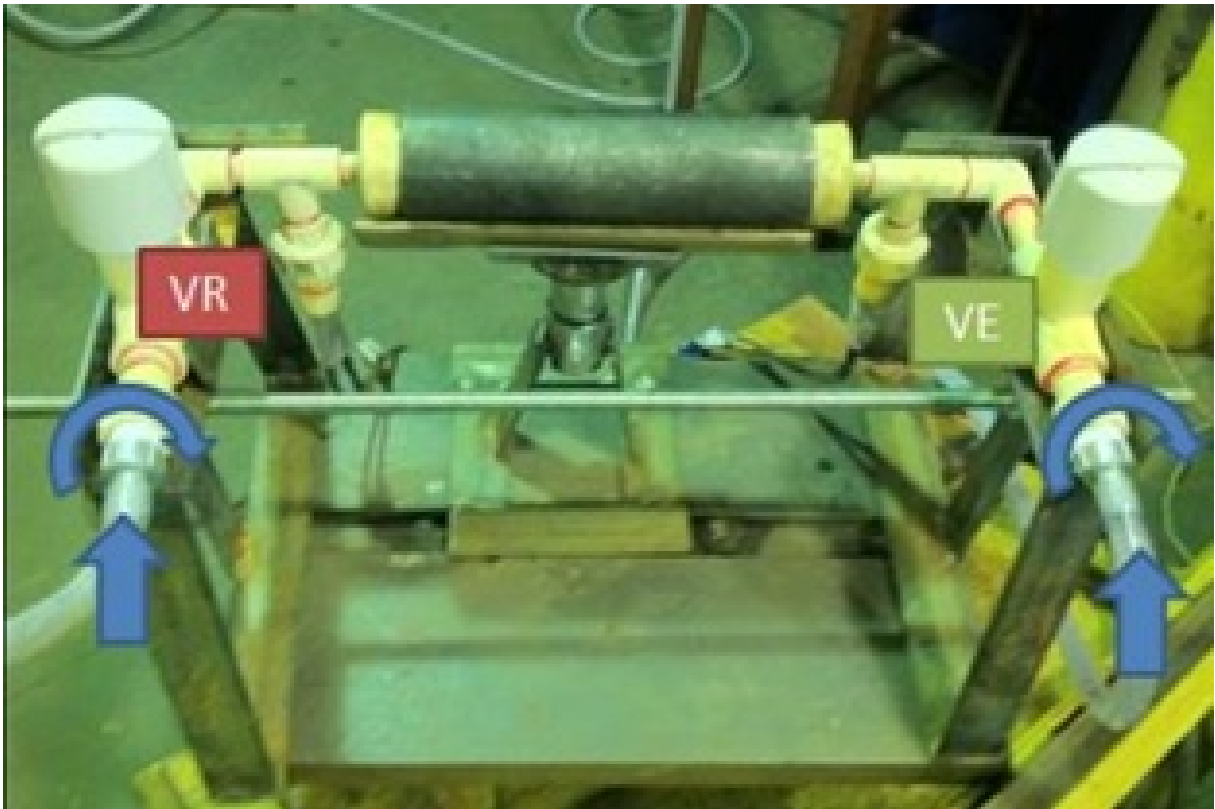
tubulação metálica que irá receber o aporte de calor conhecido e no interior desta tubulação tem um escoamento de água de vazão também conhecida, conforme Figura 5. As temperaturas puderam ser medidas na entrada e saída do tubo através de termopares e o calor transferido da peça para água pode ser calculada por:

$$Q_{t_{weld}} = \int_0^{\infty} \dot{m} C_p (T_{out} - T_{in}) dt \approx \dot{m} C_p \int_0^{\infty} (T_{out} - T_{in}) dt \quad (2.36)$$

onde:  $\dot{m}$  = vazão mássica de água ( $\text{kg s}^{-1}$ );  $C_p$  = calor específico da água ( $\text{J kg}^{-1} \text{K}^{-1}$ );  $T_{out}$  = temperatura de saída da água (K);  $T_{in}$  = temperatura de entrada da água (K).

Com esse valor de  $Q_{t_{weld}}$  e utilizando a Equação 2.83 a eficiência de uma soldagem pode ser calculada.

Figura 5 – Esquema de montagem de um calorímetro de vazão contínua

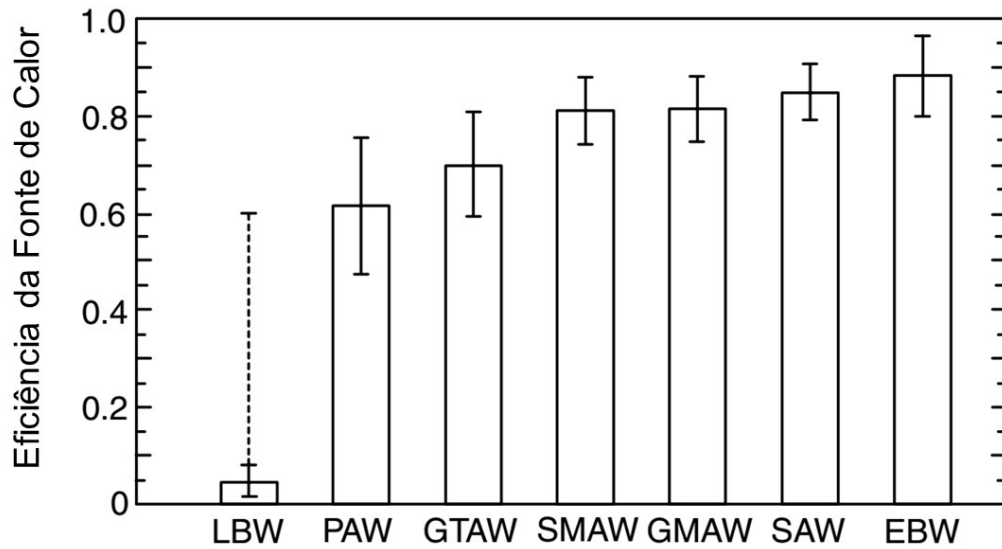


Fonte – (SGARBI, 2013)

Baseado em experimentos similares ao explicado anteriormente é possível obter valores para os processos de soldagem mais utilizados industrialmente. A Figura 6 mostra algumas faixas de valores típicos de eficiências para diversos processos de soldagens conhecidos. (KOU, 2003).



Figura 6 – Eficiências de fontes de calor em vários processos de soldagem



Fonte – (KOU, 2003)

Devido as características dos metais a difusão de calor é rápida o que dificulta a fusão da região de interface entre fonte de calor e peça. Então para que, de fato, ocorra a fusão do material a fonte de energia deve fornecer energia a uma taxa suficientemente alta em uma área pequena (KOU, 2003). Para a caracterização e controle desse processo um parâmetro que pode ser utilizado é a intensidade de energia que pode ser definida como:

$$P_{esp} = \frac{\eta VI}{A_0} \quad (2.37)$$

onde:  $P_{esp}$  = Intensidade de energia ( $W/mm^2$ );  $A_0$  = área de contato entre fonte e peça ( $mm^2$ ).

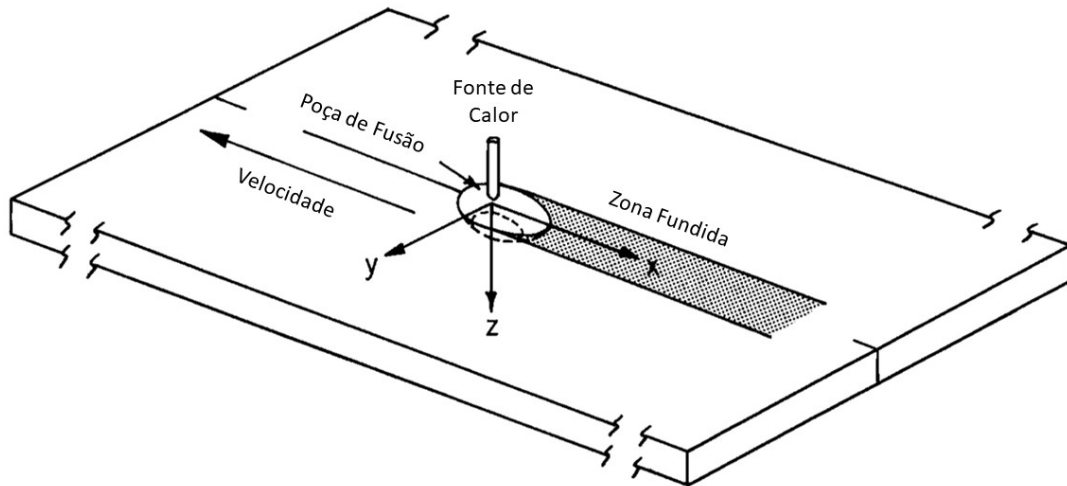
A energia de soldagem é difundida pela peça por condução de calor dependente do tempo, a qual é expressa pela equação geral de fluxo de calor, baseada nos sistemas coordenadas cartesianas da Figura 7 (MESSLER, 1999):

$$\rho C_p(T) \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left[ k(T) \frac{dT}{dx} \right] + \frac{\partial}{\partial y} \left[ k(T) \frac{dT}{dy} \right] + \frac{\partial}{\partial z} \left[ k(T) \frac{dT}{dz} \right] - \rho C_p(T) \left( V_x \frac{dT}{dx} + V_y \frac{dT}{dy} + V_z \frac{dT}{dz} \right) + S \quad (2.38)$$

onde: x = coordenada na direção de soldagem (mm); y = coordenada transversal a direção de soldagem (mm); z = coordenada normal a superfície de soldagem (mm); T = campo de temperatura (K);  $k(T)$  = condutividade térmica da peça em função da temperatura ( $Jmm^{-1}s^{-1}K^{-1}$ );

$\rho(T)$  = densidade da peça em função da temperatura ( $g/mm^3$ );  $C_p(T)$  = calor específico da peça em função da temperatura ( $Jg^{-1}K^{-1}$ );  $V_x, V_y, V_z$  = componentes da velocidade;  $S$  = termo fonte de calor gerado ( $W/mm^3$ ).

Figura 7 – Sistema de coordenadas (x,y,z) com uma fonte de calor móvel



Fonte – (MESSLER, 1999), adaptada.

Apesar da complexidade, todos os termos da equação são bem conhecidos, exceto  $S$ , que merece mais explicações, as quais serão dadas posteriormente. Para a maioria dos processos, a energia da fonte é depositada na superfície da peça e, a partir disso, o calor será difundido internamente. O penúltimo termo do lado esquerdo refere-se ao ganho de energia relativo a movimentação da peça, mas isso não se aplica ao caso em estudo pois, a peça ficará em repouso em relação a fonte de soldagem. Portanto, a Equação 2.86 torna-se

$$\rho C_p(T) \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left[ k(T) \frac{dT}{dx} \right] + \frac{\partial}{\partial y} \left[ k(T) \frac{dT}{dy} \right] + \frac{\partial}{\partial z} \left[ k(T) \frac{dT}{dz} \right] + S \quad (2.39)$$

Se a solução geral da equação geral de fluxo de calor necessita ser resolvida para uma, duas ou três dimensões depende da soldagem e geometria da solda, incluindo se a penetração é completa ou parcial e paralela ou cônica.

A forma da distribuição de calor na peça de trabalho devido a soldagem não depende apenas da quantidade de energia de soldagem transferida, mas das propriedades térmicas do material da peça. Para ajudar na determinação se um regime de distribuição de calor é de duas

(chapa fina) ou três (chapa grossa) dimensões pode-se usar o conceito de espessura relativa. Os termos chapa fina ou chapa grossa não têm um significado absoluto, dependendo das condições de soldagem e das propriedades do material ser soldado, por isso pode-se usar a equação que segue para tentar prever a forma da distribuição de calor na peça:

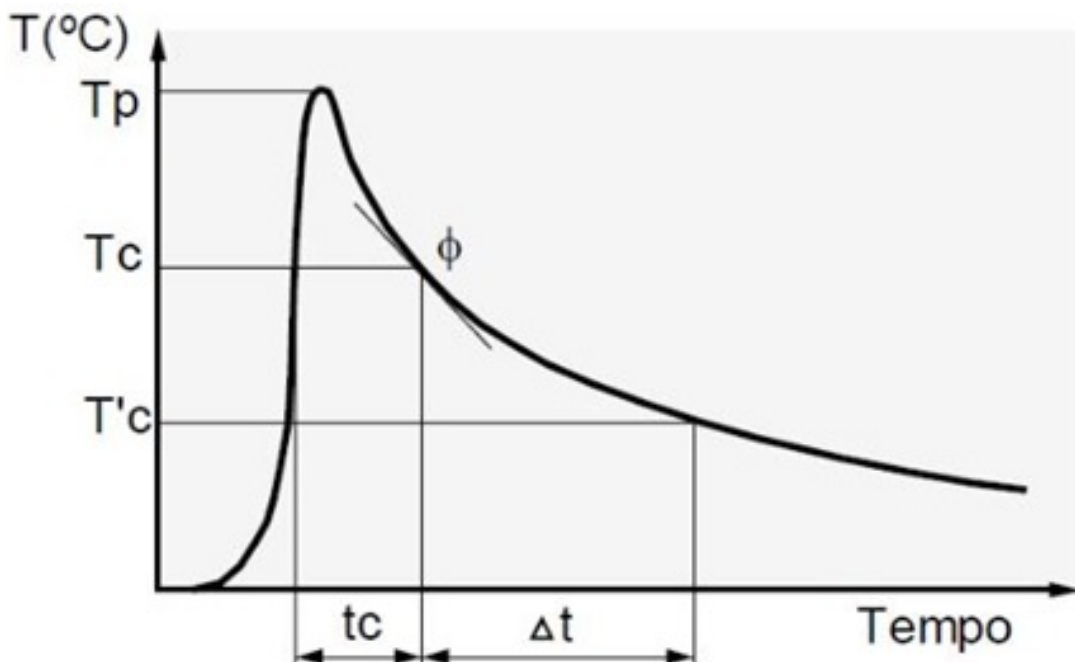
$$\tau = h \sqrt{\frac{\rho c_p (T_c - T_0)}{H_L}} \quad (2.40)$$

Onde:  $\tau$  = espessura relativa;  $h$  = espessura da junta (mm);  $T_c$  = temperatura crítica para alguma transformação relevante (K);  $T_0$  = temperatura inicial da peça (K).

Para  $\tau < 0,6$  o regime é em duas dimensões – chapa fina; para  $\tau > 0,9$  a distribuição é em três dimensões – chapa grossa. A expressão de espessura relativa mostra que o aporte de energia e as propriedades do material determina a forma de distribuição de calor na peça (RAMESH, 2016).

Devido a passagem da fonte de calor na peça e a difusão desse calor, cada ponto do material irá sofrer uma variação de temperatura diferente a qual determinará as transformações metalúrgicas que acontecerão. A Figura 8 mostra o comportamento de um ciclo térmico típico em um ponto do material sujeito a um aporte de calor da soldagem. As regiões que atingiram temperaturas máximas iguais ou maiores ao ponto de fusão irão fundir e, após o resfriamento, formar a região de solda.

Figura 8 – Ciclo térmico de soldagem



No ciclo térmico de soldagem algumas características são importantes seguem mais explicações (MESSLER, 1999):

- Temperatura de pico ( $T_p$ ): temperatura máxima atingida no ponto avaliado. Essa temperatura determina as transformações metalúrgicas que vai ocorrer naquele ponto. Além disso, essa temperatura é usada como critério de segurança para planejamento de soldagem em operação, conforme explicado anteriormente.
- Tempo de permanência ( $t_c$ ) acima de uma Temperatura crítica ( $T_c$ ): tempo que determinado ponto passa acima de uma temperatura que pode causar uma transformação relevante para microestrutura ou propriedade do material.
- Velocidade de resfriamento ( $\phi$ ): inclinação da curva de temperatura (derivada da temperatura em relação ao tempo) no resfriamento. Essa velocidade é importante para previsão da microestrutura formada após a soldagem. No caso da soldagem em operação a velocidade de resfriamento é um parâmetro que deve ser controlado, uma vez que velocidades de resfriamento elevadas podem resultar em microestruturas frágeis ou inadequadas para aplicação do material.

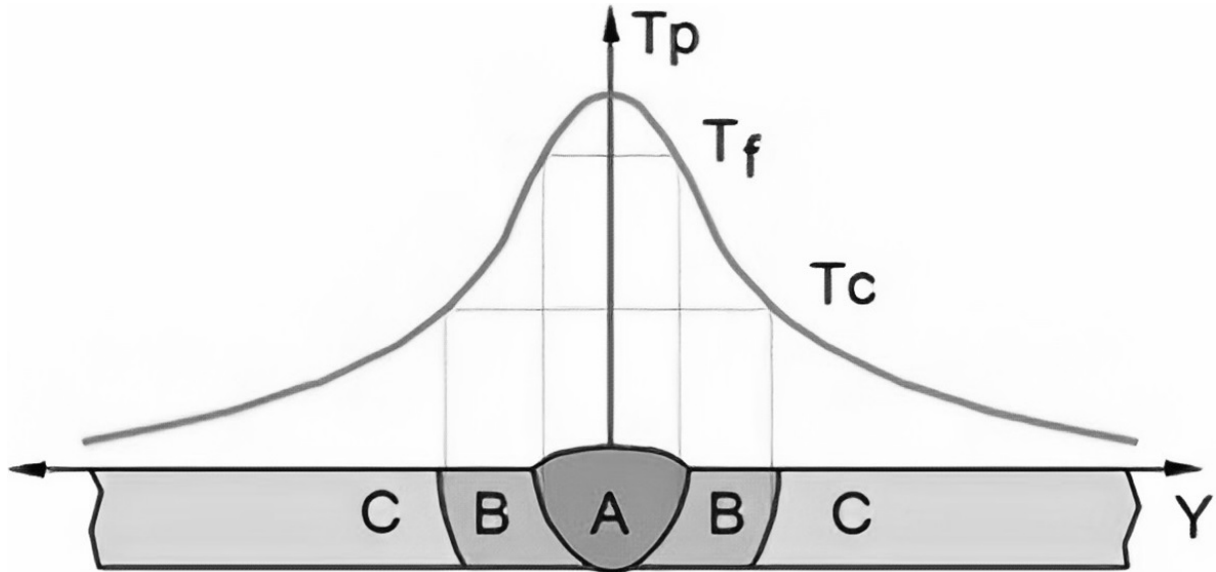
Enquanto ocorre a soldagem as regiões da solda e vizinhas experimentam temperaturas de picos diferentes que serão cada vez menores à medida que se afasta do eixo central da solda. Baseado nisso a solda pode resultar em três regiões básicas, conforme Figura 9 (MARQUES, 2009):

- Zona Fundida (ZF): região em que a temperatura de pico do material atingiu ou ultrapassou a temperatura de fusão – região A da Figura 9.
- Zona Termicamente Afetada (ZAC): região que não fundiu, mas que as temperaturas de pico alcançaram temperaturas que resultaram em transformações metalúrgicas relevantes (microestrutura e/ou propriedades) – região B da Figura 9.
- Metal Base (MB): regiões mais afastadas do eixo central da solda e que nem fundiram e nem sofreram transformações metalúrgicas relevantes, ou seja, as suas temperaturas de picos não atingiram temperaturas críticas – região C da Figura 9.

### **2.5.1 Modelagem da fonte de calor**

Modelar a fonte de calor é um dos passos mais importantes e determinantes na busca de bons resultados de uma simulação numérica de processos de soldagem. Várias equações são propostas levando em consideração a distribuição de calor. A modelagem da fonte tem como

Figura 9 – Curva de repartição de térmica em soldagem.



Fonte – (MARQUES, 2009)

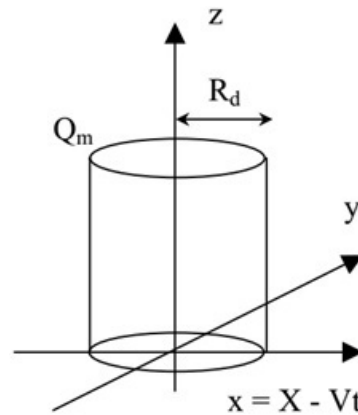
objetivo associar o arco elétrico a uma fonte de calor que permita determinar uma aproximação do campo de temperatura presente na soldagem. Para o caso específico de um arco, como processo TIG o qual pode ser executado sem adição de material, a energia do arco é transferida ao material como um fluxo de calor superficial. O fluxo de calor, geralmente, é aproximado como função de distribuição gaussiana na maioria das análises térmicas. Os parâmetros geométricos associados são estimados empiricamente dos experimentos de soldagem (AISSANI, 2015). Na literatura é sugerida diversas formas de fontes de calor que podem ser superficiais ou volumétricas, segue a explicação de algumas mais utilizadas em trabalhos técnico e/ou científicos:

I) Fonte superficial sobre um disco de raio R

Esse tipo de fonte associa a fonte de calor a um fluxo superficial constante sobre um disco de raio R, conforme a Figura 10. Para este tipo de fonte, o termo fonte S na Equação 2.39 é conforme descrita em Depradeux (2004) e dada por

$$S(x,y) = \frac{\eta VI}{\pi R^2} \quad (2.41)$$

Figura 10 – Fonte superficial constante sobre um disco de raio R.



Fonte – (DEPRADEUX, 2004)

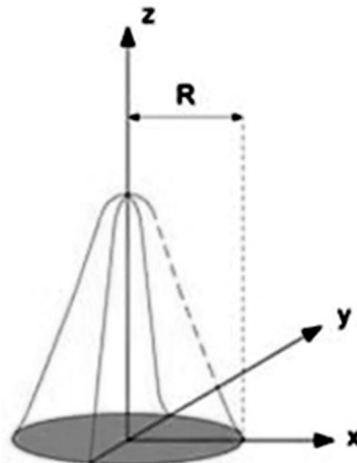
Nota-se que esta é uma fonte bem simplificada e que provavelmente não produziria boas aproximações em casos mais complexos ou que se exijam resultados com acuracidade elevada.

#### II) Fonte com distribuição gaussiana superficial de raio R

Esta fonte provém de uma fonte gaussiana finita, a qual se utiliza de um raio limite. Considera o arco elétrico em forma de sino em que 95% da energia é despejada nesse raio e que junto com o rendimento esse valor pode ser ajustado para comparação com resultados experimentais, conforme Figura 11. A equação que a define é como segue (GUIMARÃES, 2010):

$$S(x,y) = \frac{3\eta VI}{\pi R^2} \exp\left(-3\frac{x^2 + y^2}{R^2}\right) \quad (2.42)$$

Figura 11 – Fonte gaussiana superficial finita de raio R.



Fonte – (DEPRADEUX, 2004)

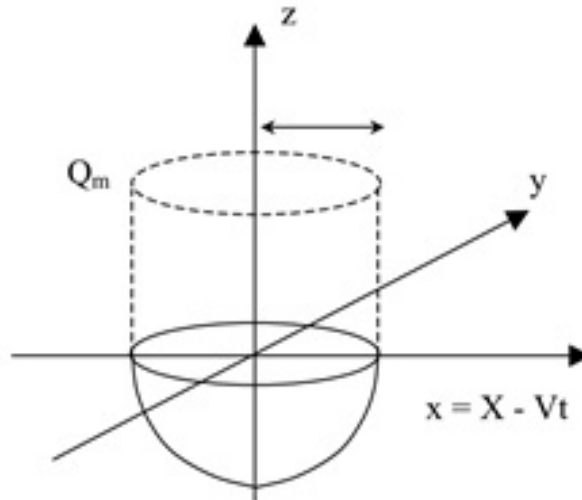
Observa-se que esta fonte tem limitações geométricas pois sua base é plana o que, provavelmente não produziria bons resultados em superfícies curvas, como, por exemplo, tubulações.

### III) Fonte volumétrica constante sobre uma semiesfera.

Esta representa um fluxo volumétrico constante sobre uma semiesfera de raio  $R$ , como ilustra a Figura 12. E sua distribuição é definida pela seguinte equação (DEPRADEUX, 2004):

$$S(x, y, z) = \frac{3\eta VI}{2\pi R^2} \quad (2.43)$$

Figura 12 – Fonte gaussiana superficial finita de raio  $R$ .



Fonte – (DEPRADEUX, 2004)

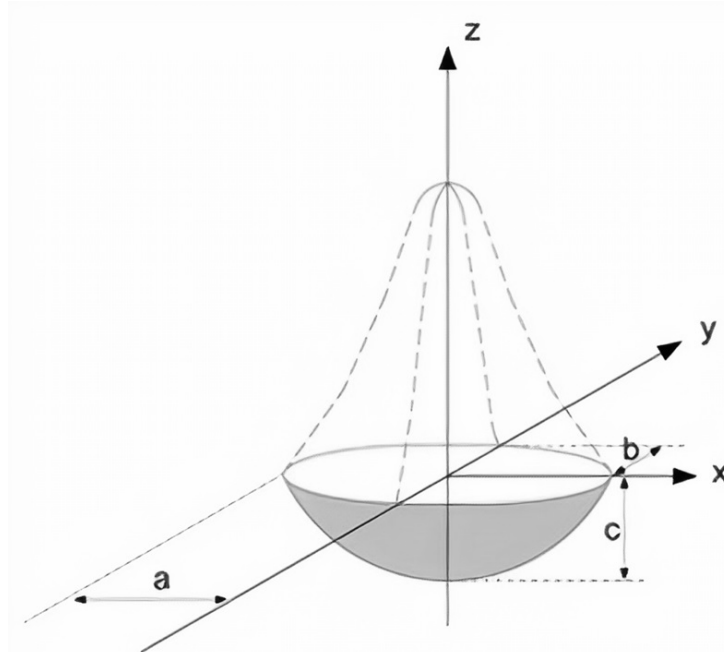
Nesta fonte a distribuição na peça pode apresentar uma boa aproximação, mas a parte superior da fonte não representa a conhecida distribuição sinodal de um arco elétrico de uma fonte de soldagem.

### IV) Fonte volumétrica sobre uma elipsoide

Esta fonte de energia considera uma gaussiana 3D finita sobre uma elipsoide de raios  $a$ ,  $b$  e  $c$ , conforme ilustrado na Figura 13. Esta fonte é definida por

$$S(x, y, z) = \frac{\eta VI}{abc\pi\sqrt{\pi}} 6\sqrt{3} \exp\left(\frac{3x^2}{a^2}\right) \exp\left(\frac{-3y^2}{b^2}\right) \exp\left(\frac{-3z^2}{c^2}\right) \quad (2.44)$$

Figura 13 – Fonte volumétrica gaussiana 3D sobre uma elipsoide.



Fonte – (DEPRADEUX, 2004)

Esta fonte analítica é bastante utilizada em trabalhos científicos devido a prover bons resultados quando confrontados com resultados experimentais.

#### V) Fonte volumétrica dupla elipsoide.

Esta fonte é formada por uma gaussiana tridimensional finita sobre uma dupla elipsoide, conforme mostrado na Figura 14. Para a definição desta fonte são necessárias as duas equações que seguem (DEPRADEUX, 2004; GOLDAK, 1984):

$$S_f(x, y, z) = f_f \frac{\eta VI}{a_f b c \pi \sqrt{\pi}} 6\sqrt{3} \exp\left(\frac{-3x^2}{a_f^2}\right) \exp\left(\frac{-3y^2}{b^2}\right) \exp\left(\frac{-3z^2}{c^2}\right) \quad (2.45)$$

$$S_r(x, y, z) = f_r \frac{\eta VI}{a_r b c \pi \sqrt{\pi}} 6\sqrt{3} \exp\left(\frac{-3x^2}{a_r^2}\right) \exp\left(\frac{-3y^2}{b^2}\right) \exp\left(\frac{-3z^2}{c^2}\right) \quad (2.46)$$

onde  $S_f$  é a distribuição volumétrica de energia antes da tocha [ $W/m^3$ ];  $S_r$  é a distribuição volumétrica de energia após a tocha [ $W/m^3$ ];  $f_f$  é a partição de energia antes da tocha;  $f_r$  é a partição de energia após a tocha;  $a_f$  é um parâmetro geométrico relacionado ao comprimento da poça de fusão [m];  $a_r$  é um parâmetro geométrico relacionado ao comprimento da poça de fusão [m];  $b$  é meia largura da poça de fusão [m];  $c$  é a penetração da zona fundida [m]. Essa representação geométrica visa representar o alto gradiente de temperatura na poça de fusão a frente do arco voltaico e o gradiente menor, em relação a frente, atrás do arco.



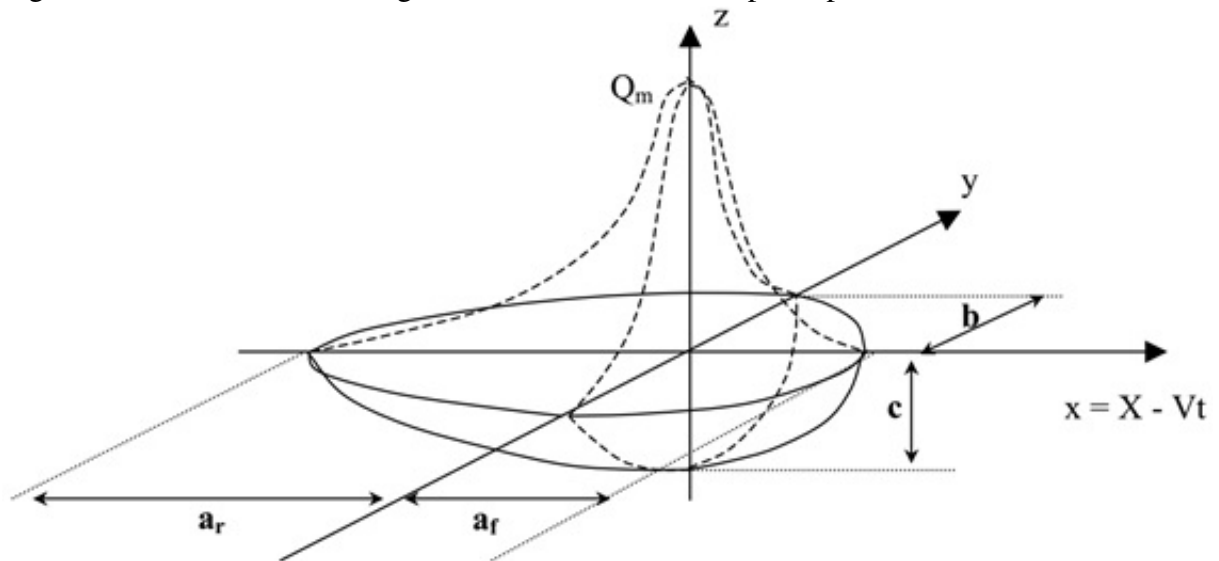
Os parâmetros  $V$ ,  $I$ ,  $\eta$  estão relacionados ao procedimento de soldagem, enquanto  $b$  e  $c$  são parâmetros geométricos que podem ser estimados experimentalmente. Os parâmetros  $a_f$ ,  $a_r$ ,  $f_f$  e  $f_r$  são obtidos com a ajuda dos parâmetros  $b$  e  $c$ , conforme as equações que seguem:

$$f_f + f_r = 2 \quad (2.47)$$

$$f_f = \left( \frac{2a_f}{a_f + a_r} \right) \quad (2.48)$$

$$f_r = \left( \frac{2a_r}{a_f + a_r} \right) \quad (2.49)$$

Figura 14 – Fonte volumétrica gaussiana 3D sobre uma dupla elipsoide.



Fonte – (DEPRADEUX, 2004)

Conforme Asl e Vatani (2013), os valores de  $f_f$  e  $f_r$  são frequentemente adotados 1,4 e 0,6, isto devido ao gradiente de temperatura na frente ser mais intenso.

### 2.5.2 Trocas térmicas em soldagem

Em um processo de soldagem a arco voltaico em operação vários mecanismos de transferência de calor estão envolvidos. A Figura 15 ilustra vários tipos de trocas térmicas envolvidas nesse tipo de soldagem. O calor que entra nas fronteiras do sistema através da energia

de soldagem, se transfere para peça, ou fluido, ou ambiente através de condução, convecção e radiação.

Durante o processo de soldagem, na superfície externa da peça de trabalho as perdas por radiação são dominantes em altas temperaturas e próximas a zona da solda. Por outro lado, a convecção tem maior intensidade em baixas temperaturas e longe da zona de solda. Para as perdas de calor para o ambiente pelos mecanismos de convecção e radiação as seguintes equações são utilizadas (INCROPERA; DEWITT, 1996)

$$q_{conv} = A_{solda} h_{\infty} (T_s - T_{\infty}) \quad (2.50)$$

$$q_{rad} = A_{solda} \epsilon \sigma (T_s^4 - T_{\infty}^4) \quad (2.51)$$

onde  $A_{solda}$  é a área de soldagem,  $h_{\infty}$  é o coeficiente de convecção ambiente,  $\epsilon$  é a emissividade,  $\sigma$  é a constante de Stefan–Boltzmann ( $5,67 \times 10^{-8} W/m^2 K^4$ ),  $T_s$  é a temperatura da superfície da soldagem e  $T_{\infty}$  é a temperatura ambiente.

Para levar em consideração os dois efeitos (convecção e radiação), Asl e Vatani (2013) sugere adotar um coeficiente de transferência de calor dependente da temperatura conforme equações abaixo.

$$h = 0.0668T \left( \frac{W}{m^2 C} \right), 0 \leq T \leq 500^0 C \quad (2.52)$$

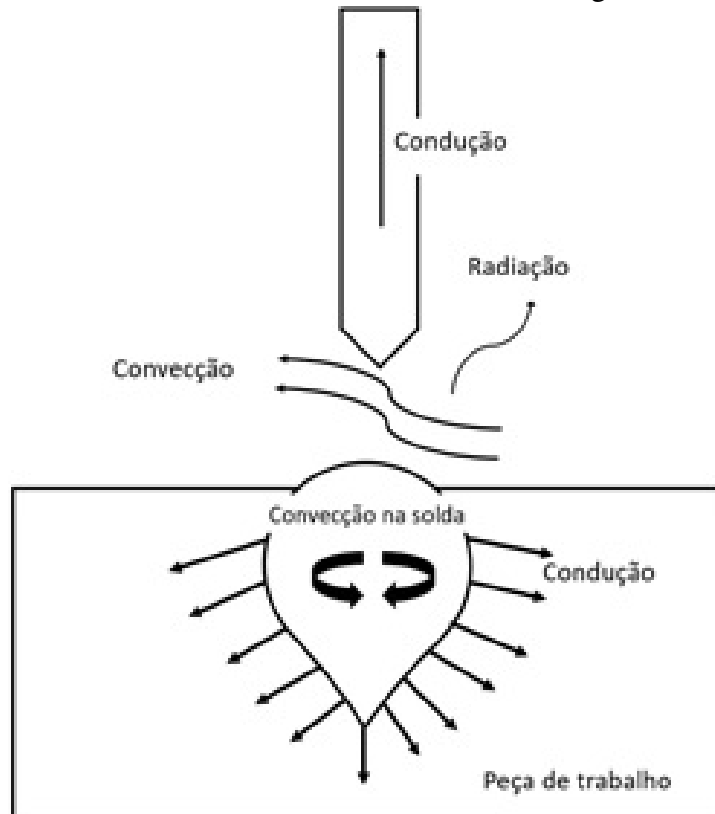
$$h = 0.231T - 82.1 \left( \frac{W}{m^2 C} \right), T \geq 500^0 C \quad (2.53)$$

De outra forma, a convecção na superfície externa da peça a ser soldada, a qual está em contato com o ar, pode ser assumido um valor fixo, Asl e Vatani (2013) sugerem  $h_{\infty} = 15(W/m^2 K)$ . Aissani (2015) sugere  $h_{\infty} = 10(W/m^2 K)$ . Neste trabalho foi utilizado o  $h_{\infty}$  de valor constante sugeridos nos trabalhos citados, pois estes valores demonstraram se adaptar bem aos modelos aqui estudados.

### 2.5.3 Volumes finitos

Os métodos mais utilizados para solução numérica são os Métodos de Diferenças Finitas (MDF), de Volumes Finitos (MVF) e de Elementos Finitos (MEF). O MVF realiza um

Figura 15 – Mecanismos de trocas térmicas envolvidas em soldagem.



Fonte – (MESSLER, 1999), adaptada.

balanço de conservação da propriedade para cada volume elementar para obter a correspondente equação aproximada. Este método pode resolver problemas advectivos em geometrias a escolha do projetista e tem grande aplicabilidade na indústria. Para se obter as equações aproximadas do MVF existem duas maneiras: i) por realizar balanços da propriedade em questão nos volumes elementares e ii) por integrar sobre o volume elementar, no espaço e no tempo, as equações na forma conservativa. (MALISKA, 2004).

## 2.6 Aços Inoxidáveis

Os aços inoxidáveis constituem um grupo de ligas baseados nos sistemas Fe-Cr, Fe-Cr-C e Fe-Cr-Ni. Para ser inoxidável, estes devem conter um mínimo de 10,5% de Cr. Este nível de cromo permite a formação de superfície passiva de óxido que previne a oxidação e à corrosão do metal subjacente em condições ambiente. Alguns aços com 12% de Cr, ou superior, exibirão de fato corrosão quando expostos a algumas condições específicas. Isso ocorre devido ao fato que alguns elementos e Cr estão ligados como carbonetos ou outros compostos, reduzindo o Cr na matriz, abaixo de um nível capaz de prover uma camada de óxido protetora (LIPPOLD J.

C.; KOTECKI, 2011).

Aços inoxidáveis também tem uma boa resistência a oxidação, em altas temperaturas. Resistência a oxidações a elevadas temperaturas é primariamente função da quantidade de cromo, e algumas ligas de mais alto teor de cromo (25 – 30%) podem ser usadas em tão elevadas temperaturas como 1000°C (VICENTE, 2017). Propriedades físicas, tais como condutividade térmica, expansão térmica, e propriedades mecânicas variam amplamente para os diferentes aços e influenciam suas características de soldagem. Por exemplo, aços inoxidáveis que possuem baixa condutividade térmica, podem resultar em distorções devido a energia de soldagem.

A maioria dos aços inoxidáveis são soldáveis, mas muitos requerem procedimentos especiais. Na maioria dos casos, a soldagem resulta em uma significativa alteração do metal de solda e da microestrutura relativa ao metal base. Isto pode constituir uma mudança no balanço de fase, formação de constituintes intermetálicos, crescimento de grão, segregação de impurezas e elementos de liga, e outras reações. Em geral, isto leva a alguns níveis de degradação de propriedades e na performance, portanto deve ser avaliado no projeto de manufatura (LIPPOLD J. C.; KOTECKI, 2011).

Ao contrário de outros sistemas de materiais, a classificação é usualmente por composição, os aços inoxidáveis são categorizados baseados nas fases metalúrgicas predominantes. As três fases possíveis são: martensita, ferrita e austenita. Aços inoxidáveis duplex contêm aproximadamente 50% austenita e 50% ferrita para obter a vantagem das propriedades desejáveis de cada fase (SENATORE *et al.*, 2007).

O *American Iron and Steel Institute* (AISI) usa um sistema com três números, alguns seguidos por letras, para designar aços inoxidáveis baseado nas fases metalúrgicas, conforme seguem:

- Martensítico (4XX);
- Ferrítico (4XX);
- Austenítico (2XX, 3XX);
- Duplex (austenítico e ferrítico);
- Endurecido por precipitação.

Em muitos casos, aços inoxidáveis são selecionados devido as suas propriedades de resistência a corrosão ou ao calor. Pela camada rica em cromo que se forma, estes aços são virtualmente imunes à corrosão que geralmente afeta aços C-Mn e aços estruturais de baixa liga. Os aços inoxidáveis são, entretanto, suscetíveis a outras formas de corrosão, e sua seleção

e aplicação deve ser considerada cuidadosamente baseada no ambiente que irá ser utilizado (LIPPOLD J. C.; KOTECKI, 2011).

Dois formas de corrosão localizada que podem ocorrer em aços inoxidáveis são corrosão por pites e frestas. Mecanicamente, elas são similares e resulta em ataques altamente localizados. Em termos simples, corrosão por pites resulta de uma quebra local do filme e está normalmente associado com alguma característica metalúrgica, tal como um contorno de grão ou um constituinte intermetálico. Frequentemente quando estas quebras ocorrem, um ataque corrosivo do material subjacente ocorre e um pequeno pite se forma na superfície. Com o tempo, a solução química interna muda e torna-se progressivamente mais agressiva. Isto resulta em um rápido ataque na superfície inferior em conexão com o pite adjacente que finalmente leva a falha (COSTA, 2012).

Corrosão por frestas é similar mecanicamente, mas ela não requer a presença de uma característica metalúrgica para iniciar. Como o nome indica, uma fenda ou fresta consistindo em um espaço confinado, deve existir, onde dentro deste uma mudança química da solução ocorre e induz a corrosão. Corrosão por fresta é comum em estruturas parafusadas, onde o espaço entre a cabeça do parafuso e a superfície de aparafusamento pode funcionar como um interstício, mas para ocorrer é necessário a presença de íons de cloreto. A soldagem pode resultar em formação de microestruturas que aceleram o ataque por pites ou criar frestas que promovem a corrosão localizada. Falhas ao remover óxidos que se formam devido a soldagem podem também reduzir a resistência a corrosão em determinados meios onde se encontra a peça de trabalho (COSTA, 2012).

Outro mecanismo importante de corrosão é o ataque intergranular e um fenômeno associado conhecido como corrosão tensão intergranular. Esta forma de ataque é muito comum na ZAC de aços inoxidáveis austeníticos e resulta de uma condição metalúrgica chamada sensibilização. Consiste na precipitação dos carbonetos nos contornos de grão e no empobrecimento em cromo da região vizinha, depois do material ter sido tratado termicamente ou aquecidos para trabalho a quente ou para soldagem numa certa faixa de temperatura entre 400<sup>0</sup>C e 850<sup>0</sup>C e quando o aço for aquecido dentro dessa faixa ainda que por um tempo muito curto. Um fenômeno similar ocorre na ZAC dos aços inoxidáveis ferríticos (SEDRIKS, 1979).

A corrosão sob tensão transgranular é um modo de corrosão especialmente comum nos aços inoxidáveis austeníticos tais como o 304L e 316L. Esse modo progride ao longo de certos planos de átomos em cada grão, frequentemente mudando de direção de grão para grão,

ramificando a medida que progride. A presença de íons cloreto juntamente com a aplicação de tensão promove essa forma de trinca (SEDRICKS, 1979).

### 2.6.1 *Elementos de liga*

Os elementos de liga podem influenciar na estrutura, propriedades mecânicas e o comportamento final em serviço do aço inoxidável. De forma resumida segue o papel de cada um (TEBECHERANI, 2020):

- Níquel: provoca uma mudança na estrutura do material que apresenta melhores características de ductilidade, resistência mecânica a quente e soldabilidade;
- Molibdênio e cobre: aumentam a resistência à corrosão por via úmida;
- Silício e Alumínio: melhoram a resistência à oxidação a alta temperatura;
- Titânio e nióbio: impedem o empobrecimento de cromo via precipitação em forma de carbonetos durante aquecimento/resfriamento lento em torno de  $700^{\circ}\text{C}$ , que provocaria uma diminuição da resistência local à corrosão.

Os elementos de liga dos aços inoxidáveis podem ser classificados conforme a influência que exercem na estabilização da ferrita ou da austenita. Os elementos estabilizadores da ferrita são: Cr, Mo, Si, Ti, e Nb; os elementos estabilizadores da austenita são: Ni, N, C, Mn e Cu. A influência de cada um desses grupos de elementos no modo de solidificação pode ser prevista por meio da determinação dos valores de cromo equivalente,  $Cr_{eq}$ , e níquel equivalente,  $Ni_{eq}$ . O cromo equivalente representa a influência proporcional de cada um dos estabilizadores da ferrita, enquanto que o níquel equivalente representa a influência proporcional de cada um dos elementos estabilizadores da austenita (SILVA, 2017).

### 2.6.2 *Diagrama de Schaeffler*

Schaeffler (1949) observou em sua pesquisa, que as equações de Níquel e Cromo equivalente de NEWELL H. D.; FLEISCHMANN (1938) e FIELD (1943), poderiam ser aplicadas mais diretamente à soldagem. Suas pesquisas tiveram como foco constituir um diagrama para solda de metais que permitisse prever a microestrutura do metal soldado, com base na composição química. Em seu diagrama os eixos são o Cromo e o Níquel equivalente, apontando para fases específicas da microestrutura plotadas no diagrama. Os elementos que promovem a formação de ferrita são inclusos no cromo equivalente, enquanto os elementos formadores da austenita estão inclusos no níquel equivalente.

Schaeffler baseou seus fatores multiplicadores para computação de fórmulas equivalentes em pesquisas anteriores e em sua própria experiência. Assumindo valores de 1,5%Si, 1,0%Mo e 0,5%Nb, com base em sua própria pesquisa, e declarou que isso estava de acordo com os valores por THIELEMANN (1940) e por CAMPBELL H. C.; THOMAS JR (1946).

As equações originais de Schaeffler (1947) para Cromo e Níquel equivalente são dadas como seguem:

$$Cr_{eq} = Cr + Mo + 1,5Si + 0,5Nb \quad (2.54)$$

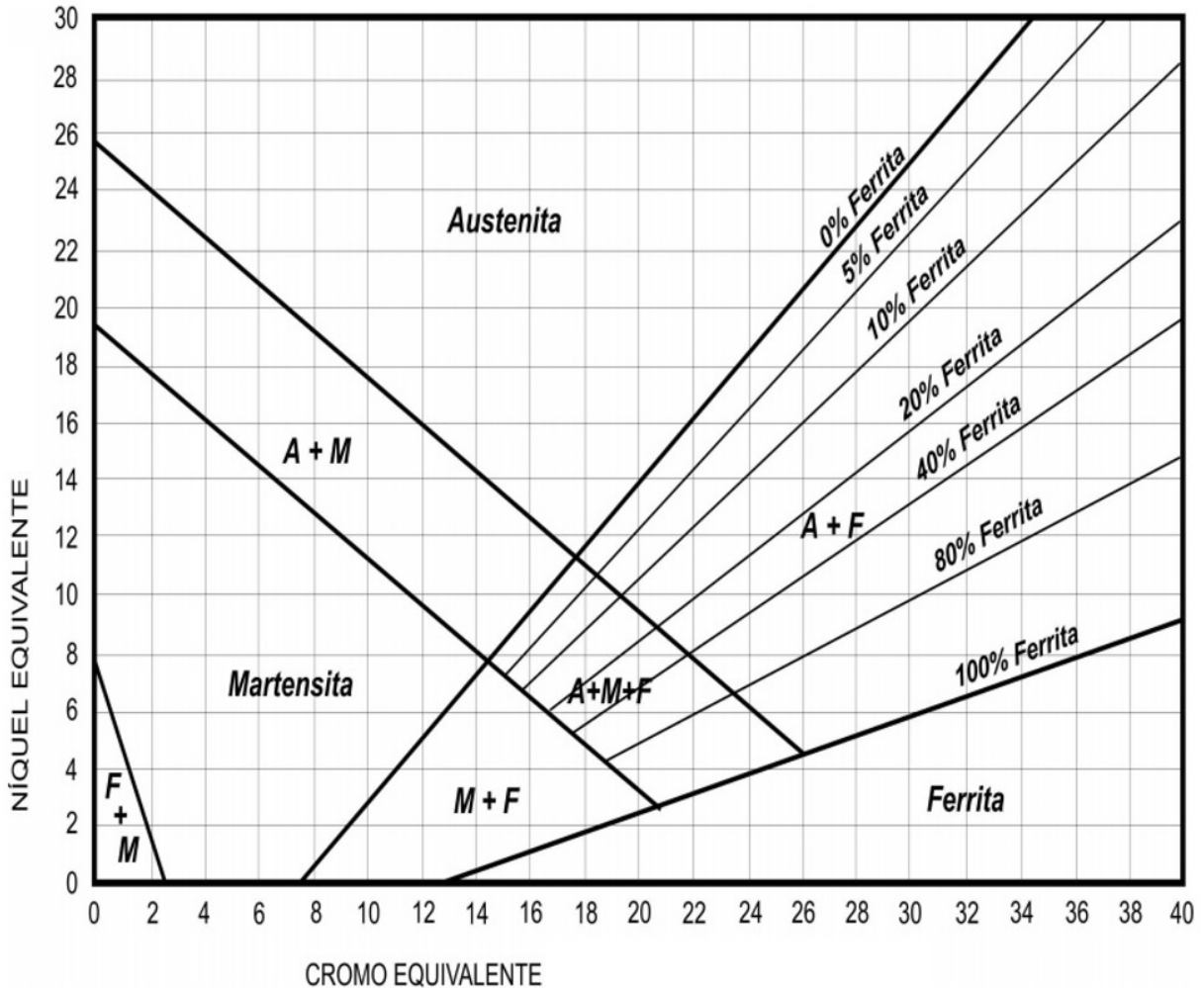
$$Ni_{eq} = Ni + 0,5Mn + 0,3C \quad (2.55)$$

Este diagrama é o principal instrumento de previsão de microestrutura do metal de solda quando a composição química dela é conhecida. Sua importância para os aços inoxidáveis é comparada à do diagrama Fe-C para os aços carbonos (VIANA, 2003). O diagrama de Schaeffler é mostrado na Figura 16.

As diversas microestruturas dos aços são funções da quantidade dos elementos de liga presente. Existem basicamente dois grupos de elementos de liga: os que estabilizam a ferrita (Cr, Si, Mo, Ti e Nb); e os que estabilizam a austenita (Ni, C, N e Mn). Para facilitar, os elementos de liga com características semelhantes foram agrupados no cromo e no níquel equivalente. A partir deste agrupamento foi construído o diagrama de Schaeffler, que relaciona a microestrutura de um aço trabalhado com a sua composição química (DIAS, 2009).

O diagrama de Schaeffler permite prever a microestrutura da ZF com base na sua composição química, não sendo restrito aos aços inoxidáveis austeníticos, podendo ser usado também para aços ferríticos, martensíticos e duplex. Para utilizá-lo, os equivalentes de  $Cr$  e  $Ni$  devem ser calculados pela composição química da solda e a microestrutura é determinada pela leitura direta no diagrama do campo onde o ponto ( $Cr_{eq}$ ,  $Ni_{eq}$ ) se localiza. Quando as composições dos metais de base e de adição são diferentes, o ponto que representa a solda no diagrama estará sobre o segmento de reta entre o metal base e o metal de adição. A posição desse ponto no seguimento dependerá da diluição da solda, ficando mais próximo do metal de adição para soldas de pequena diluição (DIAS, 2009). Geralmente, os diagramas constitucionais não levam em consideração a velocidade de resfriamento e apenas fornecem uma estimativa aproximada da microestrutura da solda e da quantidade de ferrita, em particular (DIAS, 2009).

Figura 16 – Diagrama de Schaeffler



Fonte – (PIEKLO, 1981)

Deve-se ter em mente que não basta utilizar o diagrama e tirar todas as conclusões, pois ele só é válido para a zona fundida de uma junta soldada. Na ZAC o metal de base está sujeito a várias transformações que devem ser levadas em consideração, ao se especificar um procedimento de soldagem (BUSSINGER, 1996).

Analisando-se o diagrama de Schaeffler Figura 16, percebe-se a presença de três regiões distintas e que possuem somente uma fase: região completamente austenítica, outra ferrítica e outra martensítica. O diagrama mostra também regiões com duas e até três fases presentes (SCHAEFFLER, 1947).

### 2.6.3 Diagrama de DeLong

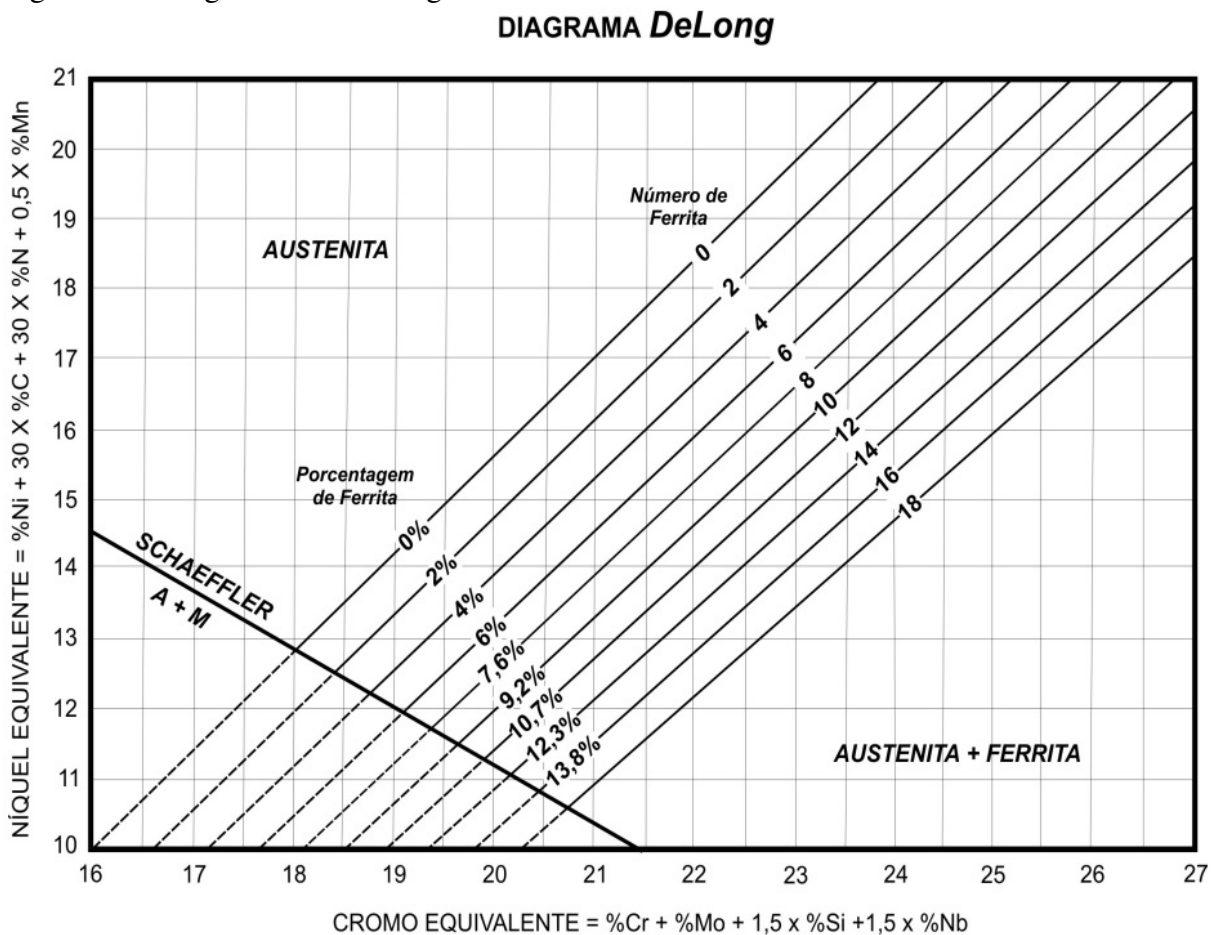
Neste diagrama a medida de ferrita é baseada no FN (*Ferrite Number*), além de focar apenas uma região do Diagrama de Schaeffler, ou seja, a dos aços austeníticos (VIANA,



2003). A Figura 17 mostra esse diagrama.

DeLONG (1960) estudou a influência dos vários parâmetros dos processos mais usados, como corrente, voltagem, velocidade de soldagem, etc. Englobando-os como aporte de calor, concluiu que os parâmetros poderiam variar numa ampla faixa que não influenciariam significativamente o FN presente. Conforme Stokowiec et al (1969) a reação de transformação da ferrita delta em austenita é extremamente lenta. O tempo para reduzir significativamente a quantidade de ferrita delta, quando o material está a 1150°C, é de horas, portanto distante da operação de soldagem, onde o tempo de permanência acima desse valor é de segundos ou, no máximo, minutos (VIANA, 2003).

Figura 17 – Diagrama de De Long



Fonte – (VIANA, 2003).

## 2.7 Aços inoxidáveis austeníticos

Os aços inoxidáveis austeníticos utilizados neste trabalho (AISI 304L e AISI 321) possuem uma ampla utilização nas indústrias químicas, de óleo, gás, papel e celulose. Destaca-se principalmente a aplicação em evaporadores, sistemas em refrigeração, dutos, tanques de condução e armazenamento de material corrosivo. Sendo uma das principais aplicações o transporte de água em trocadores de calor. Além disso, conforme (RAMKUMAR, 2015) devido as excelentes qualidades dos aços inoxidáveis estes são aplicados em vasos de pressão, caldeiras e plantas de dessalinização. Estes aços apresentam ótimas propriedades mecânicas e excelente resistência à corrosão. O AISI 321 é um aço inoxidável austenítico estabilizado bastante utilizado na indústria para plantas e equipamentos mais robustos e de maiores capacidades.

Os aços inoxidáveis austeníticos representa o maior dos grupos dos aços inoxidáveis e são produzidos em maior quantidade devido a sua alta aplicabilidade nos diversos processos industriais. Eles têm boa resistência a corrosão na maioria dos ambientes. As temperaturas de serviço podem chegar à 760 °C ou maiores, mas a resistência mecânica e a oxidação têm limitantes baseado nestas temperaturas (LIPPOLD J. C.; KOTECKI, 2011).

Existe uma ampla variedade de aços inoxidáveis austeníticos, sendo a série 300 é a mais antiga e mais comumente usada (8-35% de Níquel) e o aço AISI 304 a base desta série representando aos mais comumente selecionados. A maioria destas ligas são baseados no sistema 18Cr - 8Ni, com adicional de elementos de ligas ou modificações para prover propriedades únicas ou melhoradas. Os aços com baixo teor de carbono iguais a 0,03% (Low = L) tem sido amplamente usado em aplicações onde ataques intergranular e trincas de corrosão de tensão intergranular são comuns (MORAIS, 2010). A letra H representa níveis de carbono de aproximadamente 0,1% do peso. A Letra N representa a adição de nitrogênio de quantidades (cerca 0,20% do peso) e até em níveis maiores em ligas que contêm alto conteúdo de manganês (o manganês aumenta a solubilidade do nitrogênio na fase austenita) (LIPPOLD J. C.; KOTECKI, 2011).

Elementos estabilizantes como Ti (AISI 321) e Nb (AISI347) são adicionados para causar a formação de TiC ou NbC, que reduzem o conteúdo de carbono em solução sólida, e, assim reduzem a possibilidade de formação de carbonetos de cromo,  $M_23C_6$ . Isto previne o fenômeno da sensitização, o qual pode levar a corrosão intergranular em ligas austeníticas (SILVA, 2001).

As composições básicas dos dois aços inoxidáveis austeníticos (AISI 304L e AISI

321) usados nesta tese estão listados na Tabela 2 (SENATORE *et al.*, 2007; SCHVARTZMAN *et al.*, 2010)

Tabela 2 – Composição padrão de Aços Inoxidáveis Austeníticos

<b>Composição (% do peso)</b>											
<b>Tipo</b>	<b>UNS</b>	<b>C</b>	<b>Mn</b>	<b>P</b>	<b>S</b>	<b>Si</b>	<b>Cr</b>	<b>Ni</b>	<b>Mo</b>	<b>N</b>	<b>Outros</b>
304L	S30403	0,03	2,0	0,045	0,03	1,0	18 - 20	8 - 12	-	-	-
321	S32100	0,08	2,0	0,045	0,03	1,0	17 - 19	9 - 12	-	-	Ti: 0,33

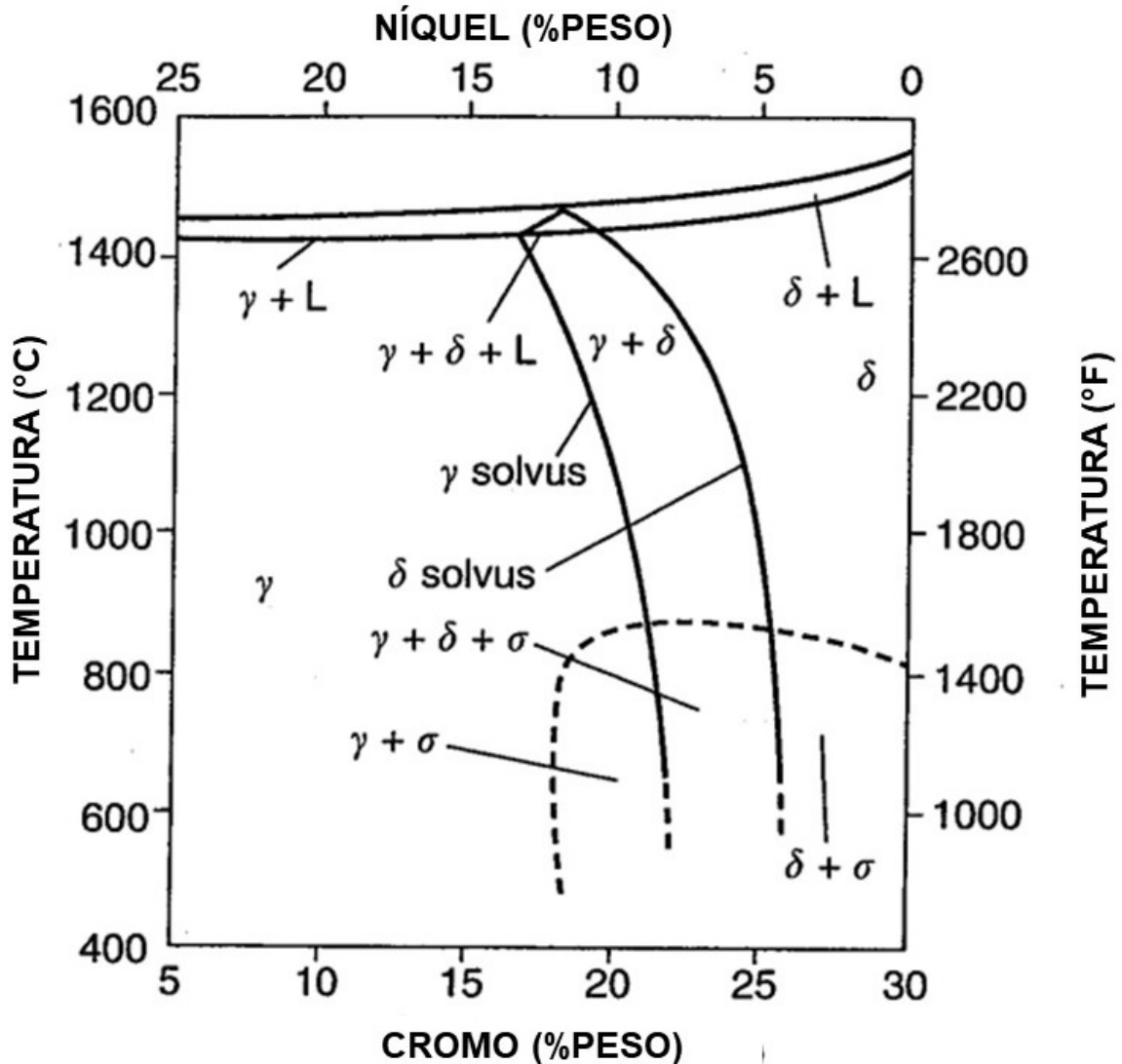
### 2.7.1 *Metalurgia física e mecânica*

A fabricação dos aços inoxidáveis austeníticos é feita de tal forma, que a microestrutura seja predominantemente austenita. A ferrita surge da segregação de elementos que a promovem, conforme explicado anteriormente, durante a solidificação. (LIPPOLD J. C.; KOTECKI, 2011).

Todos os tipos de aços inoxidáveis austeníticos estão sujeitos a trincas a quente durante o processo de soldagem. Uma porcentagem acima de 2,5% de ferrita delta é introduzida intencionalmente em todos os tipos de aço inoxidável austenítico porque a trabalhabilidade a quente é dramaticamente melhorada. Ao mesmo tempo, a ferrita delta geralmente é controlada para evitar microfissuras em soldas de aço inoxidável durante a soldagem. Ao aplicar um tratamento de aquecimento (1050 - 1100°C) o teor de ferrita delta pode ser controlado atingindo valores usuais que não afetarão as propriedades do material (PRICEPUTU, 2011).

O comportamento da solidificação dos aços inoxidáveis austeníticos pode ser descrito usando um diagrama pseudo binário Fe-Cr-Ni a 70% de ferro, conforme Figura 18, e relacionar com as microestruturas formadas (RAJASEKHAR, 1997).

Figura 18 – Seção de pseudobinário Fe-Cr-Ni em 70% ferro



Fonte – (LIPPOLD J. C.; KOTECKI, 2011), adaptada.

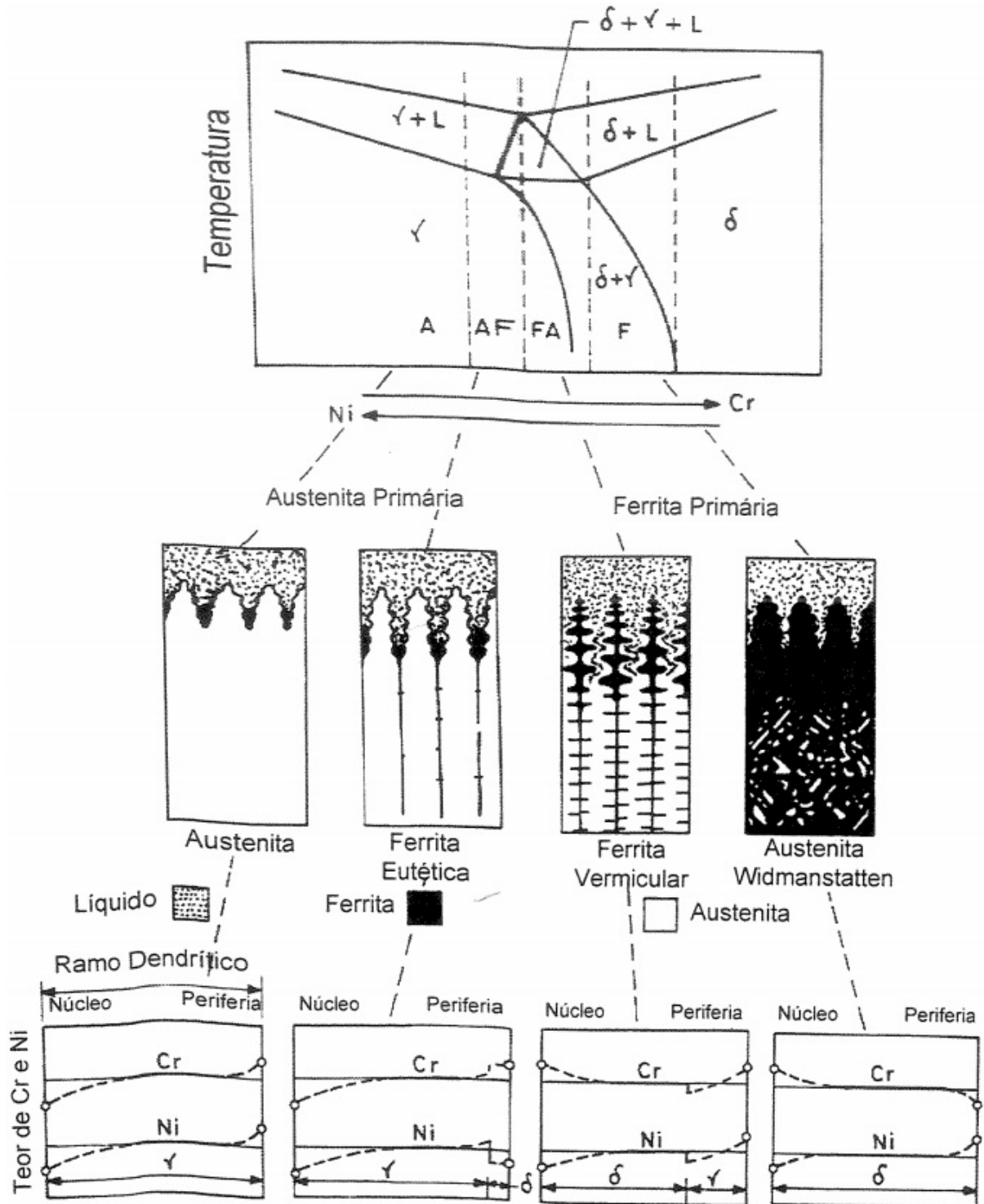
### 2.7.2 Metalurgia da Soldagem

Após a soldagem a microestrutura resultante na zona de fusão depende do comportamento da solidificação e das transformações do estado sólido. De acordo com a composição inicial e o ciclo térmico de soldagem a que foi submetido, os aços inoxidáveis austeníticos podem solidificar como ferrita primária ou austenita primária. Devido a amplitude da faixa de composição dos aços inoxidáveis austeníticos, ambos os modos de solidificação são possíveis (LIPPOLD J. C.; KOTECKI, 2011).

Existem quatro modos de solidificação e transformação do estado sólido para os aços inoxidáveis austeníticos, a Figura 19 resume estes relacionados com teores de Cr e Ni (LIPPOLD

J. C.; KOTECKI, 2011; JAIME, 2002):

Figura 19 – Solidificação Aços Austeníticos



Fonte – (JAIME, 2002)

**I) Solidificação completamente austenítica - Modo A.** Ocorre quando  $Cr_{eq}/Ni_{eq} < 1,25$  envolve a transformação total do líquido em austenita. A subestrutura de solidificação (células

e dendritas) é aparente na microestrutura, devido a segregação de elementos de liga e impurezas que ocorre durante a solidificação e a relativamente baixa difusividade destes elementos em elevadas temperatura.

*Austenita* =  $L \rightarrow L + A \rightarrow A$  - microestrutura completamente austenítica, estrutura de solidificação bem definida.

**II) Solidificação Austenita/Ferrita - Modo AF.** Ocorre quando  $1,25 < Cr_{eq}/Ni_{eq} < 1,48$  e envolve a formação, ao final do processo, de austenita e ferrita. Isso ocorre se houverem elementos suficientes que promovem a ferrita (principalmente Cr e Mo) particionarem nos limites do sub-grão de solidificação para promover a formação de ferrita como um produto terminal de solidificação.

*Austenita/Ferrita* =  $L \rightarrow L + A \rightarrow L + A + (A + F)_{eut} \rightarrow A + F_{eut}$  - ferritas nas células e contornos das dendritas.

**III) Solidificação Ferrita/Austenita - Modo FA.** Modo que os Aços Inoxidáveis Austeníticos, em sua grande maioria, solidificam. Ocorre quando  $1,48 < Cr_{eq}/Ni_{eq} < 1,95$  e permite formar, ao final do processo, ferrita e austenita. A solidificação inicia-se a partir da formação de ferrita primária. No resfriamento, com a evolução da solidificação, o líquido remanescente é enriquecido com elementos estabilizadores de austenita, o que leva a esse líquido em austenita. Assim, na microestrutura final, a fase  $\delta$  permanece no núcleo dos ramos dendríticos, com forma vermicular, envolvida pela austenita. Além disso, observa-se que a ferrita remanescente da solidificação torna-se mais rica em cromo e mais pobre em níquel em compara com os teores da transformação. A ferrita delta é considerada, em geral, um constituinte desejável na zona fundida devido ao seu efeito favorável na resistência à fissuração na solidificação. Por outro lado, a sua quantidade deve ser controlada em aplicações em que a junta deva apresentar uma boa resistência à corrosão, em que seja necessária uma alta tenacidade da solda a baixas temperaturas.

*Ferrita/Austenita* =  $L \rightarrow L + F \rightarrow L + F + (F + A)_{per/eut} \rightarrow F + A$  - ferrita fina resultante da transformação ferrita para austenita.

**IV) Solidificação Ferrita - Modo F.** Ocorre quando  $Cr_{eq}/Ni_{eq} > 1,95$  e resulta na formação completa de apenas ferrita, que pode se transformar parcialmente em austenita, dependendo do valor de  $Cr_{eq}/Ni_{eq}$ . A fase ferrita é estável durante a solidificação e transforma-se em austenita no resfriamento, produzindo estruturas de Widmanstätten.

*Ferrita* =  $L \rightarrow L + F \rightarrow F \rightarrow F + A$  - ferrita acicular ou matriz de ferrita com

contornos de grãos austeníticos e placas laterais Widmanstätten.

### 2.7.3 Diagramas de transformações de fases

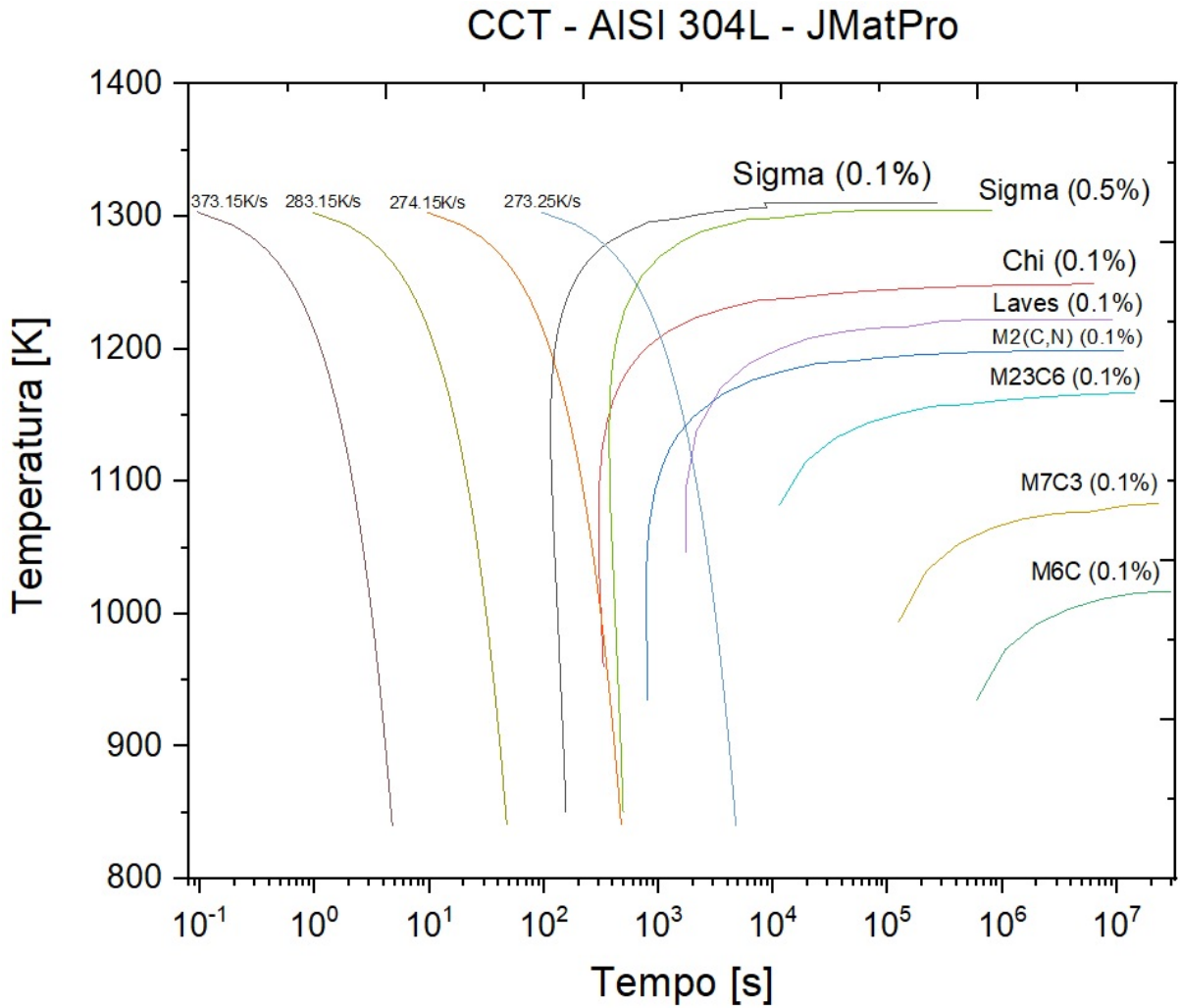
Os aspectos cinéticos das transformações de fases podem ser mostrados de forma mais completa pelos diagramas de transformação que são igualmente importantes em relação aos diagramas de equilíbrio. As fases da martensita e o microconstituente bainita são muito importantes para as propriedades mecânicas dos aços, estas são obtidas mediante o resfriamento rápido em que a difusão é suprimida ou é limitada a curtos períodos. A martensita é a fase de maior dureza, e se forma durante resfriamentos severos da austenita supersaturada em carbono. A dureza dessa fase aumenta com o teor de carbono até cerca de 0,7%. Se esses produtos metaestáveis forem aquecidos a temperaturas moderadamente elevadas, eles se decompõem em misturas mais estáveis de ferrita e carbonetos. Um dos diagramas pode ser utilizado para prever as transformações de fase é o diagrama das Curvas de Resfriamento Contínuo (CCT).

#### 2.7.3.1 Diagramas de resfriamento contínuo (CCT)

Através de um diagrama CCT, é possível verificar a estrutura obtida a partir de um ciclo de resfriamento, de modo a facilitar as modificações durante o resfriamento para prever a microestrutura. A transformação começa após um período correspondente à interseção da curva de resfriamento com a curva de reação inicial e termina ao cruzar a curva de transformação de conclusão (CALLISTER, 2001). Segundo Voort (1991), o diagrama isotérmico é útil para planejar um determinado tratamento térmico e para compreender como um aço responde a um determinado ciclo térmico específico. O diagrama CCT é composto por dois eixos Tempo x Temperatura.

As Figuras 20 e 21 mostram diagramas CCT para os aços inoxidáveis austeníticos AISI 304L e AISI 321 geradas através do "software" JMatPro (licenciado ao LPTS). O JMatPro é um programa de simulação capaz de calcular, baseado na classificação e composição química do material, uma grande variedade de propriedades de materiais de ligas metálicas utilizadas pela indústria. As simulações são aplicadas a: equilíbrio de fases estáveis e metaestáveis, propriedades e comportamento na solidificação, propriedades mecânicas, propriedades físicas e termo físicas, transformações de fase e propriedades químicas (SENTE, 2018). Nas figuras nota-se as possíveis fases e suas porcentagens em relação ao peso, taxas e curvas de resfriamento exemplos e o tempo necessário para alcançá-las. No diagrama CCT do AISI 304L (Figura 20) a primeira fase

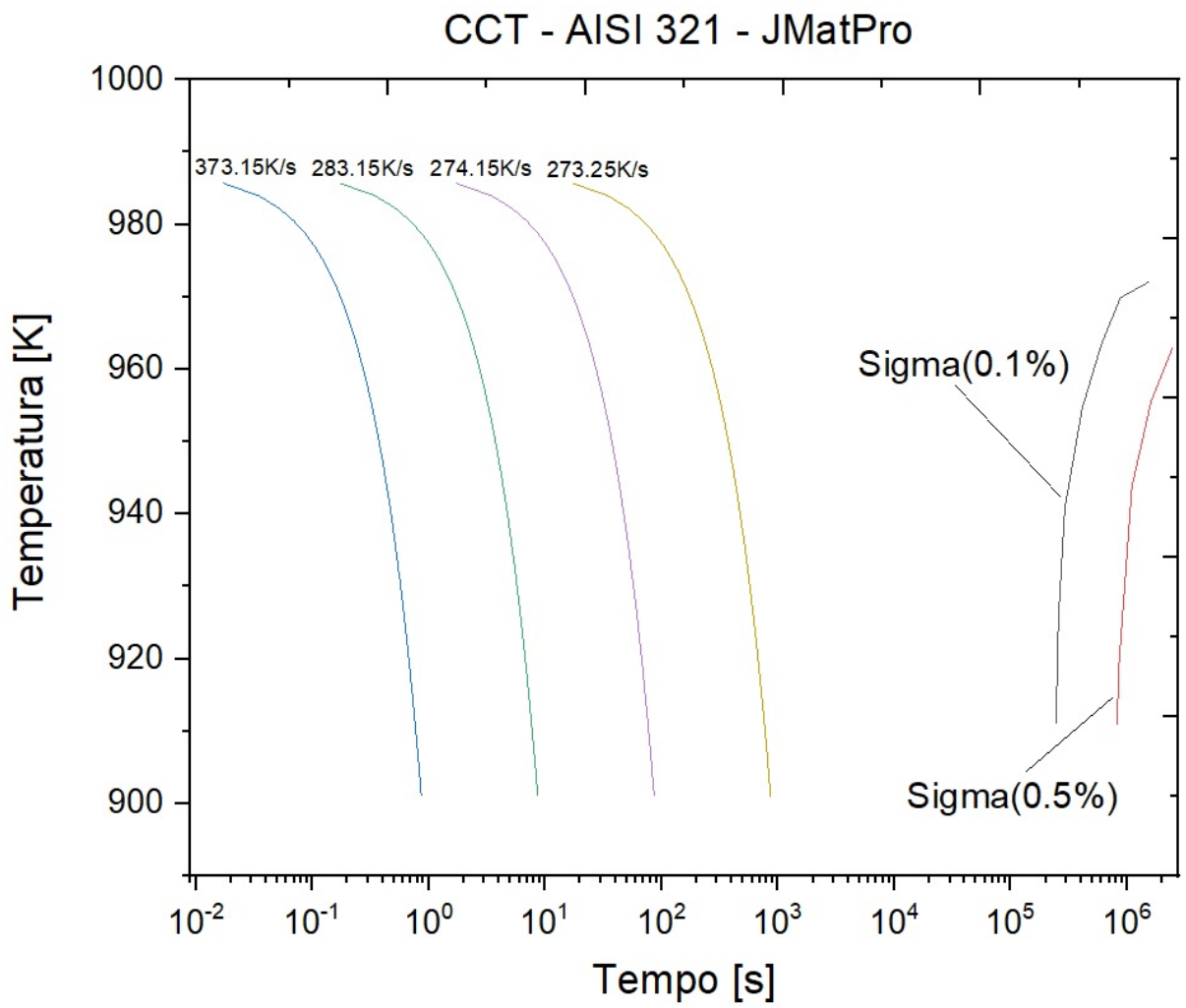
Figura 20 – Diagrama de resfriamento contínuo (CCT) - AISI304L



possível é a Sigma (0.1%) a qual é cruzada pelas curvas de resfriamento com taxas de 274.15 e 273.25 K/s nos tempos aproximados de, respectivamente, 100 e 1000 segundos. No diagrama CCT do AISI 321 (Figura 21) nota-se que primeira fase possível é a Sigma (0,1%) mas que as curvas de resfriamento não alcançam essa fase, ou seja, não houve tempo suficiente para que as transformações gerassem as fases possíveis.



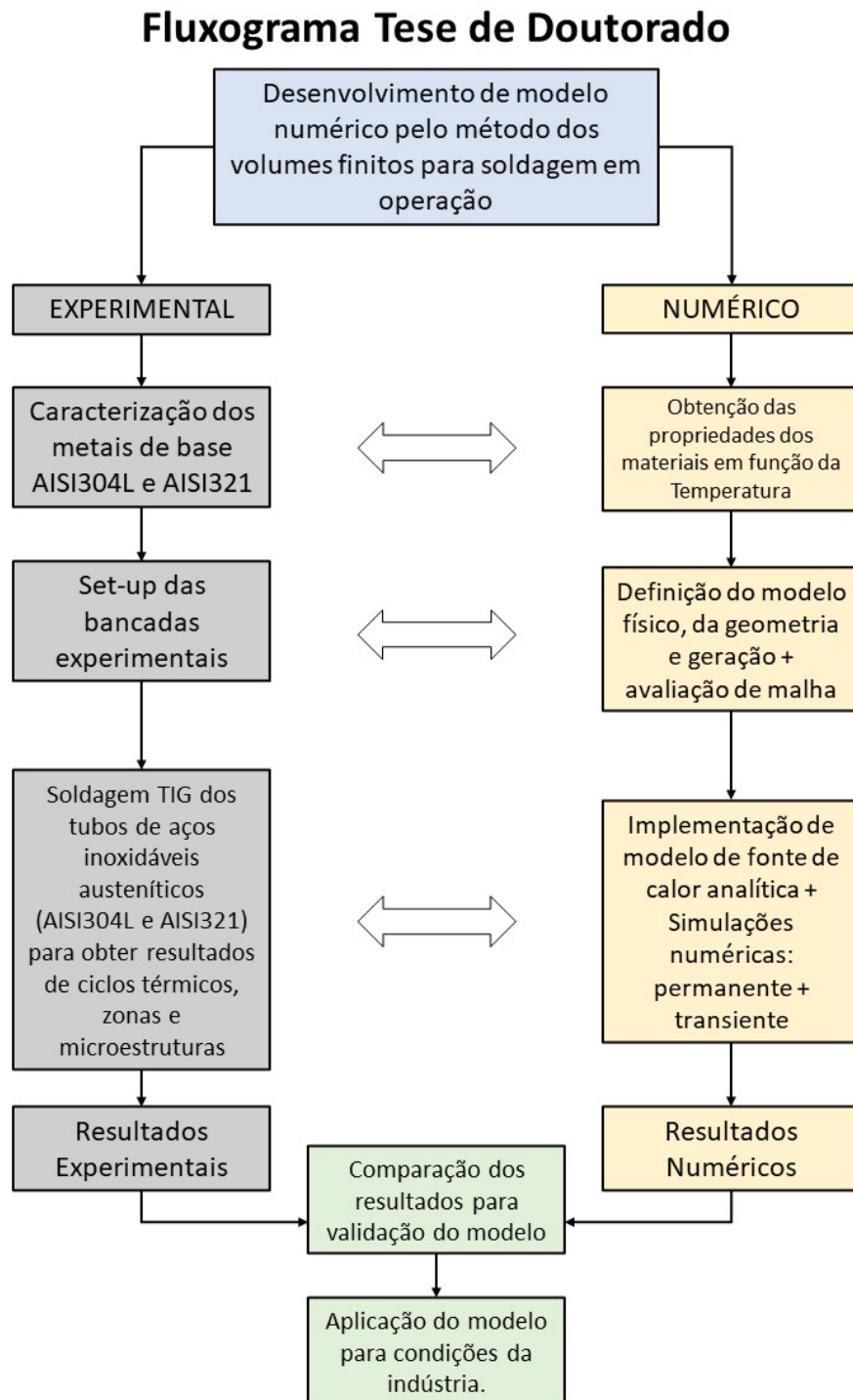
Figura 21 – Diagrama de resfriamento contínuo (CCT) - AISI321



### 3 MATERIAIS E MÉTODOS

Em termos gerais os passos realizados neste trabalho são mostrados no fluxograma da Figura 22.

Figura 22 – Fluxograma da Tese de Doutorado.



### 3.1 Avaliação Experimental

Segue agora a descrição dos passos envolvidos para avaliação experimental da soldagem em operação, visando obter resultados de ciclos térmicos e microestruturas para validação dos modelos numéricos.

#### 3.1.1 Caracterização dos metais de base

O tubo de aço AISI 304L empregado nos testes tem as seguintes dimensões: diâmetro externo de 48 mm, espessura de parede de 4mm e comprimento de 500mm. Já o tubo de AISI 321 tem as seguintes dimensões: diâmetro externo de 168 mm, espessura de parede de 4mm e comprimento de 700mm. Para correta identificação dos metais dos tubos a serem utilizados nas análises, foi utilizado um analisador de composição química de materiais, que é a *Niton XL3T Ultra Analyzer*. Este equipamento emprega o método de difração de raios X e consegue identificar em alguns segundos a composição química dos tubos. Na Tabela 3 encontra-se o resultado dessas análises.

Tabela 3 – Composição química dos principais elementos dos aços inoxidáveis utilizados

	%Fe	%Cr	%Ni	%Mo	%Mn	%Si	%Ti
<b>AISI 304L</b>	61,56	19,28	13,45	3,29	1,99	0,38	-
<b>AISI 321</b>	70,55	18,25	9,01	-	1,26	0,47	0,37

#### 3.1.2 Bancadas para soldagens

Visando realizar as soldagens em operação dos tubos de aços inoxidáveis austeníticos AISI304L e AISI321, foram construídas duas bancadas experimentais as quais foram projetadas, fabricadas, montadas e testadas com o apoio dos membros da equipe técnica do Laboratório de Pesquisa e Tecnologia em Soldagem (LPTS). A primeira bancada com tubo de AISI 304L e dimensões menores foi montada com intuito de obter resultados experimentais em determinadas condições bem controladas que servissem como base de ajustes para o modelo numérico inicial e fornecesse subsídios para os ajustes da bancada com AISI 321 de dimensões maiores.

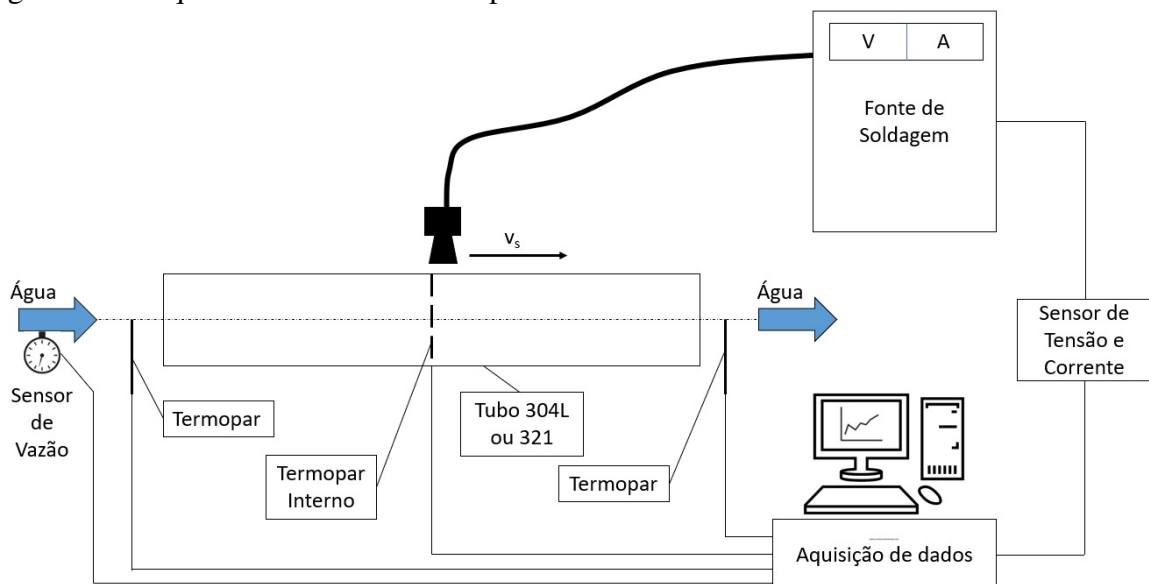
A segunda bancada com o tubo de AISI 321, e de maior escala, foi ajustada para soldar em condições utilizadas na indústria, e que o escoamento estivesse tanto em regime laminar como turbulento. Os casos soldados foram selecionados de situações já performadas neste sistema de soldagem em operação em escala real, o que permitiu maior proximidade

dos experimentos do laboratório aos casos da indústria. Estes resultados têm bastante peso para validação dos resultados numéricos devido serem mais próximos da realidade. Nas duas bancadas as soldagens (TIG autógena, MIG/MAG e eletrodo revestido) foram por deposição direta na superfície do tubo, este é considerado o pior caso, pois toda a energia é transferida para peça aumentando os riscos envolvidos na soldagem em operação.

Baseado no mesmo princípio geral para as duas soldagens, a Figura 23 mostra um esquemático das bancadas que foram utilizadas. As bancadas foram projetadas visando obter dados de vazão d'água, temperatura da superfície interna do tubo, temperatura de entrada e saída d'água, corrente e tensão. Seguem os principais itens utilizados na montagem das bancadas:

- reservatórios de água de grande capacidade;
- bombas d'água centrífugas com vazões apropriadas para os regimes de escoamentos estabelecidos;
- medidores de vazão;
- termopares tipo K para medição das temperaturas da entrada, da saída e da superfície interna da tubulação (fixado através de descarga capacitiva);
- fontes de soldagens multiprocesso;
- tubos de aços inoxidáveis AISI 304L e AISI 321;
- placas de aquisição de dados para captação dos sinais dos sensores e armazenamento dos dados;
- braço robótico integrado a uma fonte eletrônica para garantir a constância da velocidade de soldagem da tocha TIG.

Figura 23 – Esquemático da bancada experimental.



Em ambos os materiais, inicialmente foram realizadas soldagens preliminares para estabelecer os parâmetros de soldagens apropriados e os testes dos equipamentos (fonte de soldagem, bomba d'água, braço robótico, placa de captura, PC), acessórios (mangueiras, conexões, caixa d'água) e sensores (vazão, termopares, corrente e tensão) a serem utilizados.

### 3.1.2.1 Soldagem TIG autógeno de tubo de aço inoxidável AISI304L

Baseado nos parâmetros e resultados obtidos de soldagens preliminares, foram realizadas soldagens definitivas para obtenção dos dados desejados. A vazão de água foi mantida em 70 l/h estabelecendo um limite na velocidade do escoamento para que permanecesse em regime laminar. A Tabela 4 mostra os parâmetros selecionados e posteriormente utilizados nas soldagens do tubo AISI 304L:

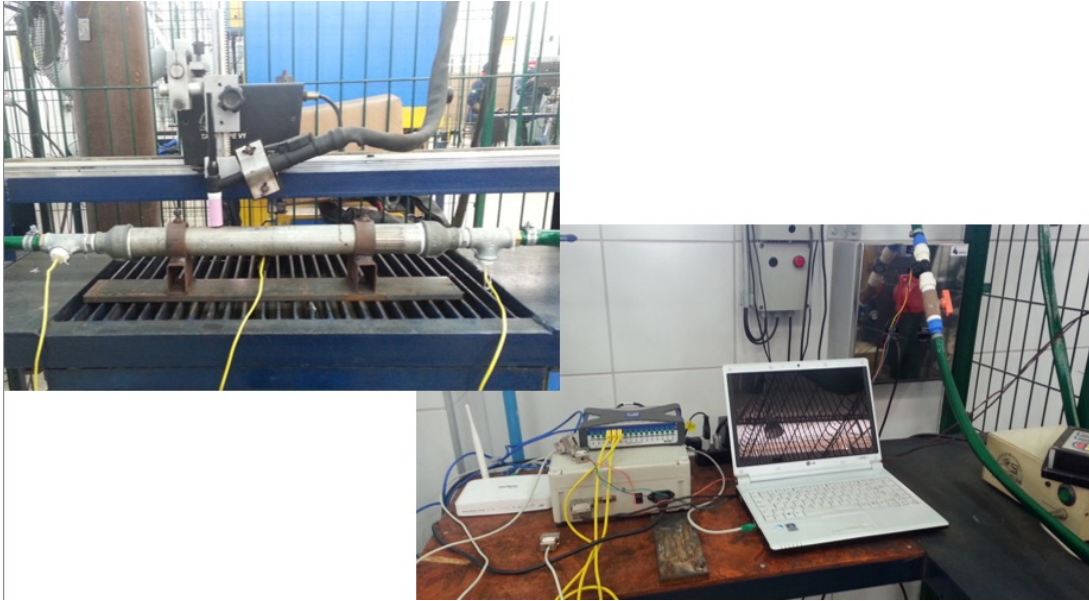
Tabela 4 – Parâmetros de soldagem TIG autógeno - Tubo 304L

<b>Parâmetro</b>	<b>Valor</b>
Tensão [V]	14
Corrente [A]	150
Velocidade de Soldagem [mm/s]	3,3
Energia de soldagem [kJ/mm]	0,63
DPEP [mm]	2,5 - 3,0
Diâmetro do Eletrodo [mm]	2,4
Bocal da tocha	9
Gás de proteção	Argônio puro
Vazão de gás [l/min]	~12

Os resultados experimentais obtidos nesta bancada foram utilizados para validar o modelo numérico e comparar com os resultados das simulações numéricas. A Figura 24 mostra algumas imagens da bancada montada e os equipamentos citados.

Um dos desafios nesta bancada para a soldagem do AISI 304L foi o posicionamento do termopar para medição da temperatura da superfície interna, especificamente, devido à dificuldade de acesso a parte interna do tubo. Realizou-se dezenas de tentativas de montagem e soldagem até o ajuste final correto. Utilizando algumas técnicas de medição e visualização foi possível posicionar o termopar de forma a captar os dados de temperatura com exatidão.

Figura 24 – Bancada experimental para soldagem do tubo de aço inoxidável AISI 304L.



### 3.1.2.2 Soldagens tubo de aço inoxidável 321

Utilizando os mesmos princípios da bancada da soldagem do aço inoxidável AISI 304L, foi preparada a bancada para soldagem em operação do tubo com aço inoxidável austenítico AISI 321 com as seguintes dimensões do tubo: diâmetro externo 168 mm, espessura 4,00 mm e comprimento 700 mm. A Tabela 5 mostra os parâmetros utilizados para as soldagens do tubo de aço inoxidável AISI 321, estas energias foram escolhidas baseadas em RQPS's de casos já soldados em qualificações executadas no LPTS. A vazão de água nas soldagens com escoamento laminar foi escolhida pensando em reduzir ao máximo a velocidade para se alcançar as temperaturas máximas da superfície interna. A Figura 25 mostra as imagens da bancada montada para as soldagens do tubo de aço inoxidável AISI 321. Para o registro das temperaturas da superfície interna, termopares foram posicionados e fixados através de soldagem de descarga capacitiva. O objetivo de serem fixados 3 termopares por soldagem foi que algum destes captassem a temperatura máxima da superfície interna ou próximo disso, devido a dificuldade inerente em posicionar os termopares precisamente.

Tabela 5 – Parâmetros de soldagem TIG autógeno - Tubo AISI 321

Parâmetro	Eletrodo Revestido		MIG/MAG		TIG Autógeno	TIG Autógeno
	Laminar	Laminar	Laminar	Laminar	Laminar	Turbulento
Corrente [A]	70,7	72,3	133,4	175,2	127,5	105
Tensão [V]	24,7	24,5	17	16,7	13,5	15
Velocidade de Soldagem [mm/s]	2,42	4,28	3,90	3,59	2,4	3,3
Energia de Soldagem [kJ/mm]	0,72	0,41	0,58	0,81	0,71	0,48
DPEP [mm]	2,5 - 3,0	2,5 - 3,0	2,5 - 3,0	2,5 - 3,0	2,5 - 3,0	2,5 - 3,0
Diâmetro do Eletrodo [mm]	2,5		1,2		2,4	2,4
Gás de Proteção	NA		Argônio + CO2		Argônio	Argônio
Vazão de Gás [l/min]	NA		17		17	12
Vazão de Água [l/min]	11					120
Material de Adição	E347		ER347		NA	NA
Velocidade de Alimentação [m/min]	NA		3,8		NA	NA
Comprimento do Cordão [mm]	111	190	165	138	137	200

### 3.2 Simulação Numérica

Simulações numéricas baseadas no método de volumes finitos, para cada soldagem em operação performada, foram elaboradas para obtenção de resultados térmicos visando a validação através dos resultados experimentais. Segue uma descrição das etapas para obtenção destes resultados numéricos. Além disso, para estimativa das temperaturas de picos e obter mais um parâmetro de comparação, foram realizadas simulações com o programa *Batelle*. Para a realização das simulações principais das soldagens, o LPTS disponibilizou dois computadores

Figura 25 – Bancada experimental para soldagem do tubo de aço inoxidável AISI 321



com as seguintes características: Processador Intel Core i7-6900 (16 núcleos) 3.20GHz, memória RAM 32GB e Processador Intel Core i9-7900X (20 núcleos) 3.31GHz, memória RAM 32GB. Além desses, um *workstation* com memória 64GB, processador Intel Core 6248R (96 núcleos).

A simulação deu-se em duas fases: simulação do escoamento (regime permanente) e simulação térmica (regime transiente). Estas fases foram determinadas para melhor representar os fenômenos experimentais. Antes da soldagem a bomba d'água era ligada até que a vazão permanecesse constante, ou variasse pouco, esta foi a fase em regime permanente. A segunda fase, a de soldagem, é a fase térmica que é fortemente transiente no tempo e espaço. Na simulação foram ativados o regime transiente e a passagem da fonte de calor sobre a superfície do tubo, representando a adição de calor devido a soldagem.

Foi utilizado o software *Ansys - Fluent* para resolver as equações da energia, da conservação da massa, da quantidade de movimento, bem como as equações adicionais do modelo de turbulência  $k - \epsilon$  padrão para os casos do escoamento em regime turbulento. Utilizou-se uma resolução fundamentada na pressão, denominada como *Pressure-based*. Neste esquema, o campo de velocidades é determinado através das equações da quantidade de movimento. O algoritmo de acoplamento entre a pressão e velocidade adotado foi *SIMPLE* (Semi-implicit Method for Pressure-linked Equations) (PATANKAR, 1980). Para a discretização espacial adotou-se algoritmos de segunda ordem para a pressão, o momento, a energia cinética turbulenta e respectiva taxa de dissipação. O ANSYS Fluent resolve o sistema linear usando um solucionador de equações lineares implícitas (Gauss-Seidel) em conjunto com um método multigrid algébrico (AMG) (ANSYS, 2018b).



### **3.2.1 Programa do Institute Batelle**

O programa "Batelle" é um pacote comercial, em plataforma DOS, de uso na indústria para previsão de taxas de resfriamento, tempos de resfriamento e temperaturas durante e após a soldagem em dutos preenchidos com fluido. Sendo usado, principalmente, para evitar o risco de perfuração e formação de trincas. O programa resolve dois modelos: solda em ângulo em um *sleeve* e solda em chanfro em torno de uma ramificação (KIEFNER, 1991). Este modelo numérico usa um algoritmo numérico explícito de diferenças finitas para uma geometria bidimensional para calcular os campos de temperatura (CHEN, 2006). O programa é alimentado com os dados básicos dos parâmetros de soldagem (tensão, corrente, velocidade, eficiência térmica etc.), escolha do material dentro das opções disponíveis e dados do fluido (fluido, fator de compressibilidade e velocidade). O "Batelle" possui algumas limitações, primeiro a lista de materiais disponíveis é bem pequena, também, soluciona para o caso de preenchimento interno total do tubo pelo fluido. Neste trabalho o programa "Batelle" foi utilizado para tentar prever as temperaturas de pico visando avaliar se a posição dos termopares estava próxima ou não das zonas de máximas temperaturas possíveis e, além disso, ter mais um parâmetro de comparação.

### **3.2.2 Definição do Modelo Físico**

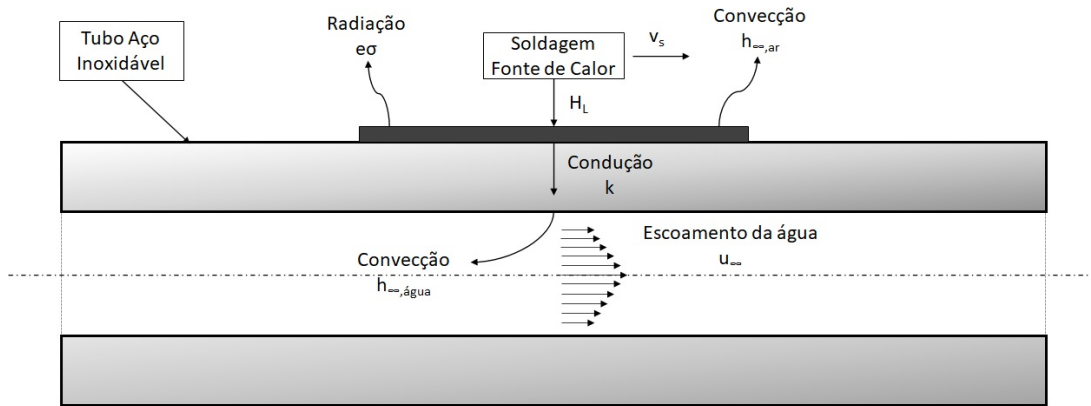
Este trabalho trata do processo de soldagem em operação com escoamento interno de água à temperatura ambiente como fluido de trabalho. A escolha pela água como fluido interno da tubulação foi devido ao grande uso na indústria como fluido de processo e, também, como fluido para trocadores de calor. Além disso, as propriedades físicas d'água são bem conhecidas e facilmente obtidas para inserção nos dados da simulação numérica. A segurança na operação das bancadas nos testes experimentais também foi considerada na escolha deste fluido de trabalho. Portanto, baseado nas dimensões geométricas dos tubos e nas trocas térmicas um modelo pôde ser elaborado, tornando possível entender os fenômenos físicos envolvidos e facilitar na configuração das condições de contorno.

Em um processo de soldagem em operação, o arco elétrico é a origem da energia que será introduzida nas fronteiras do sistema. Esse calor é difundido pelo material do tubo pelo mecanismo da condução. Além disso, parte desse calor é transferido da superfície externa do tubo para o ambiente através de convecção e radiação, conforme a Figura 26.

O calor que é difundido por condução através do metal do tubo e alcança a superfície

interna do tubo, este é transmitido pelo mecanismo de convecção para o escoamento da água que passa ao longo da tubulação. Esse é o principal mecanismo responsável por extrair a maior parte do calor adicionado pela fonte de soldagem.

Figura 26 – Mecanismos de transferência de calor na soldagem em operação.



### 3.2.3 Geometria - geração, refinamento e avaliação da qualidade de malha

Baseado nas dimensões dos tubos utilizados nas bancadas de soldagens, as geometrias dos modelos foram elaboradas, conforme mostra as Figuras 27 e 28. Na geometria elaborada (Figura 28) para representar o tubo AISI 321, as tubulações de entrada e saída foram incluídas apenas uma parte dela, o suficiente para não gerar escoamento reverso, neste caso foi um comprimento de 150 mm e o 80 mm de diâmetro. As geometrias dos tubos soldados (304L e 321) foram elaboradas, basicamente, com duas regiões: tubo (sólido) e fluido.

Figura 27 – Geometria elaborada a partir do tubo AISI 304L.

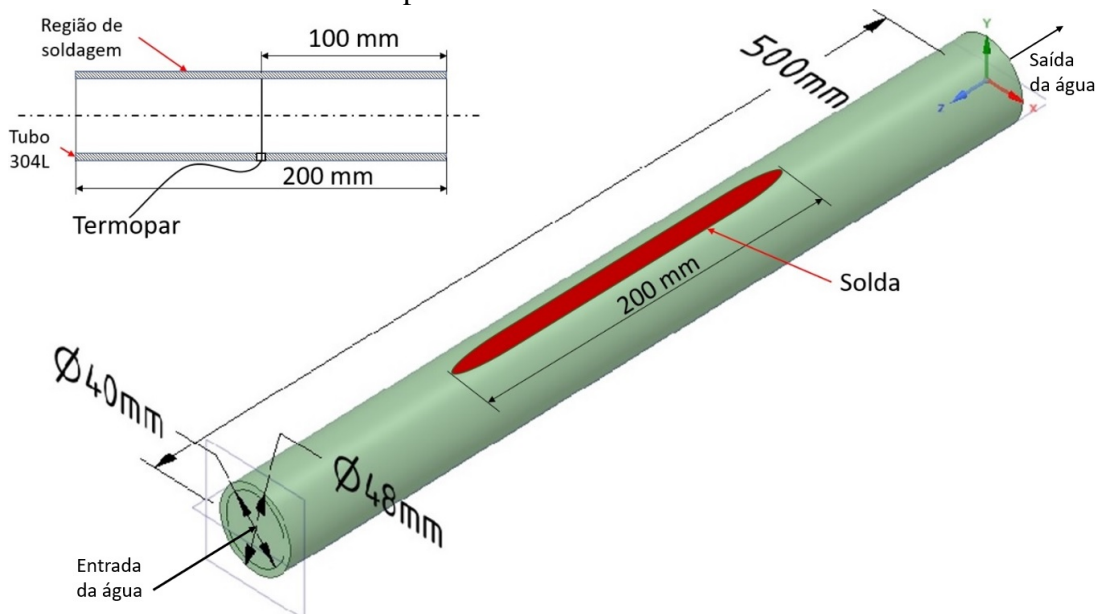
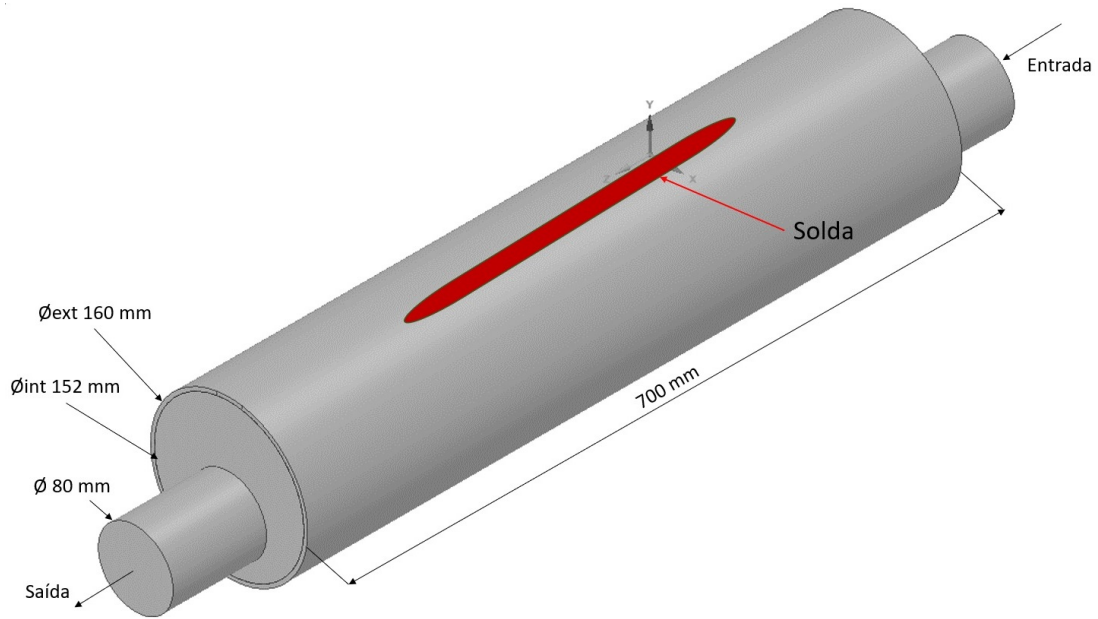


Figura 28 – Geometria elaborada a partir do tubo AISI 321.

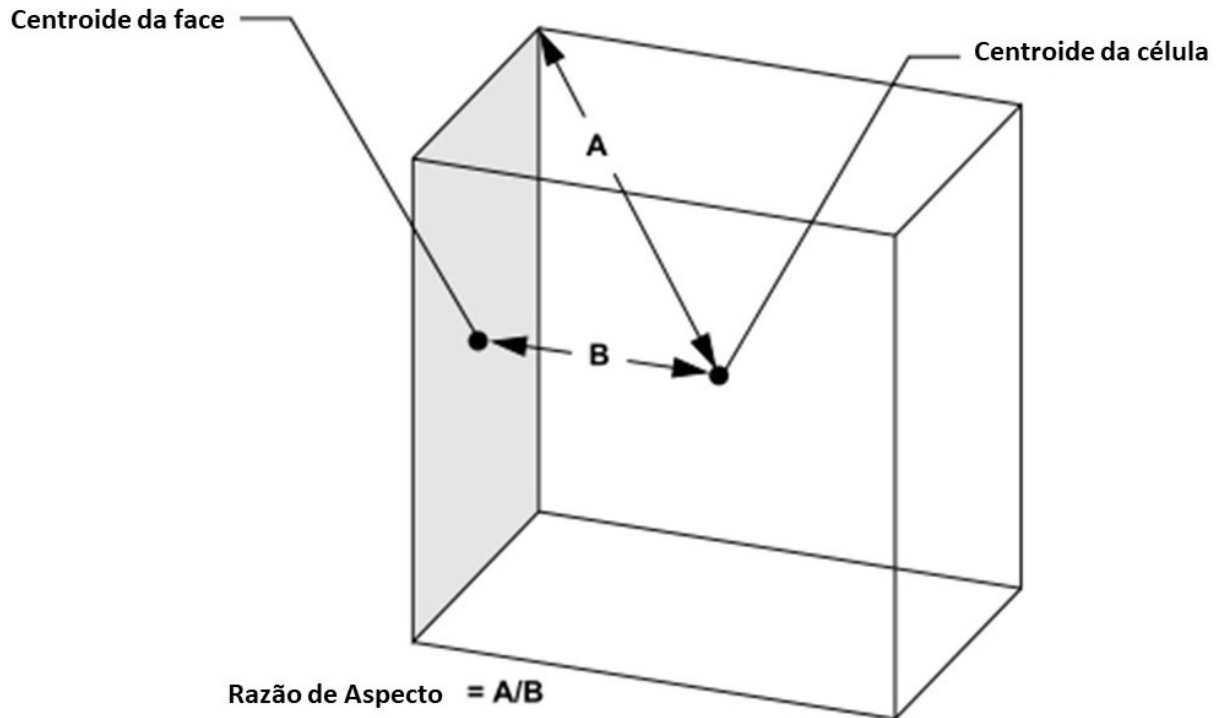


Com a geometria definida fez-se a geração das malhas, ou seja, subdividiu-se as geometrias em pequenos volumes elementares para a realização dos cálculos. As subdivisões realizadas criaram pequenos volumes que contém faces, nós e arestas, a quantidade e dimensões destes volumes elementares influenciam na precisão dos cálculos e no tempo computacional da solução. Por isso, tornou-se necessário a avaliação adequada das malhas geradas para que estas fornecessem resultados precisos, mas que permitissem que os cálculos fossem realizados em tempos razoáveis.

A avaliação das malhas pode ser feita através de parâmetros que permitam analisar a sua qualidade em prover resultados precisos. Um importante indicador da qualidade da malha é a **razão de aspecto**. A razão de aspecto é uma medida do alongamento da célula. Ela é calculada como a taxa do valor máximo pelo valor mínimo de algumas das seguintes distâncias: a distância normal entre o centroide da célula e o centroide da face (calculado como produto escalar do vetor distância e a normal da face), e a distância entre o centroide da célula e os nós, conforme a Figura 29. Este tipo de definição pode ser aplicada em qualquer tipo de malha, incluindo poliédrica (ANSYS, 2018a).

Outro parâmetro é a diferença entre a forma da célula e a forma de uma célula equilátera de volume equivalente denominado de "*Skewness*" (assimetria). Células altamente assimétricas podem diminuir a precisão e desestabilizar a solução. Uma regra geral é que o máximo "*skewness*" para uma malha na maioria dos escoamentos deve ser mantido menor que 0,95, com um valor médio significativamente menor. Este valor máximo pode causar dificuldades

Figura 29 – Cálculo da razão de aspecto para uma célula cúbica.



Fonte – (ANSYS, 2018a)

de convergência e pode requerer mudanças nos controles da solução, tais como reduzir fatores de sub-relaxação.

Os dois parâmetros explicados foram utilizados como critérios para avaliação da qualidade das malhas que foram geradas para as simulações numéricas.

Na geração da malha duas decisões importantes foram tomadas:

- **Hexaédrica x Tetraédrica:** a escolha do tipo de elemento na geração da malha é um fator importante para se obter bons resultados na simulação numérica. Através de simulações computacionais em CFD, Biswas R.; Strawn (1998) compararam estes dois tipos de malhas e concluíram que a malha tetraédrica pode ser subdividida continuamente sem deteriorar a qualidade dos elementos e as malhas hexaédricas tem menores requerimentos computacionais e, o tempo para cálculos das simulações são menores. Além disso, nas malhas hexaédricas os resultados estão nos mesmos níveis de precisão em comparação com as tetraédricas. De acordo com o explicado, neste trabalho as malhas foram geradas com elementos hexaédricos.
- **Inflation:** esta técnica aumenta a quantidade de camadas próximo a interface tubo/fluido visando solucionar melhor a camada limite do escoamento. Para uma adequada configuração alguns parâmetros são determinantes: quantidade, espessura e taxa de crescimento

das camadas. Neste trabalho este recurso foi inserido na geração da malha e testes foram realizados para determinar os parâmetros que produzissem melhores resultados de convergência.

Ainda a respeito da avaliação da malha realizou-se o **refinamento da malha** através da redução das dimensões do volume elementar em função da localização na geometria, objetivando avaliar qual o tamanho dos volumes que influenciariam na precisão dos resultados. Na região do fluido o método de *inflation* foi aplicado nas regiões próximas as paredes onde existe um gradiente de velocidade importante e, portanto, nas regiões da camada-limite (interface tubo/fluido) onde a solução é mais crítica. Essa avaliação foi realizada através da variação de camadas, pois foi verificado que os outros parâmetros não tiveram influência nos resultados. Estas camadas são mostradas na Figura 30. Na região do tubo (sólido), durante o desenho da geometria, foram inseridos vários recursos para se permitir a modificação das dimensões dos volumes elementares. No sólido basicamente três dimensões dos elementos foram alteradas para avaliar a influência da malha: na direção da espessura, ao longo do comprimento e as divisões radiais. Conforme mostra a Figura 31. Devido as características específicas de cada geometria dos tubos nas soldagens realizadas, o tratamento de refinamento e configuração das malhas foram adaptadas conforme cada caso.

Figura 30 – Camadas *Inflation*.

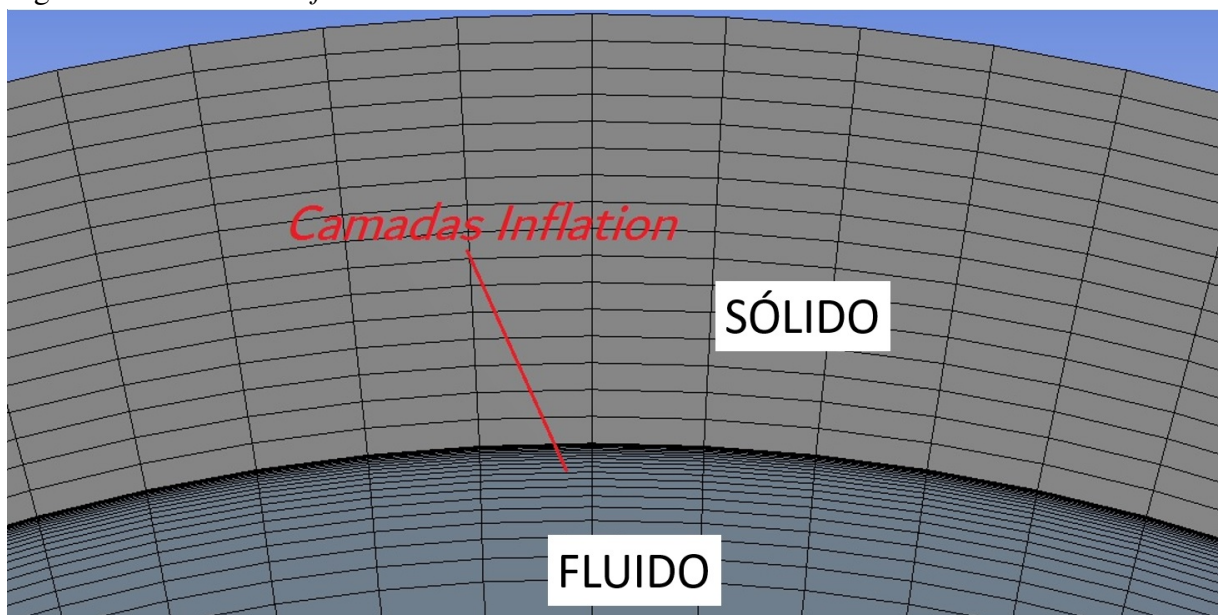
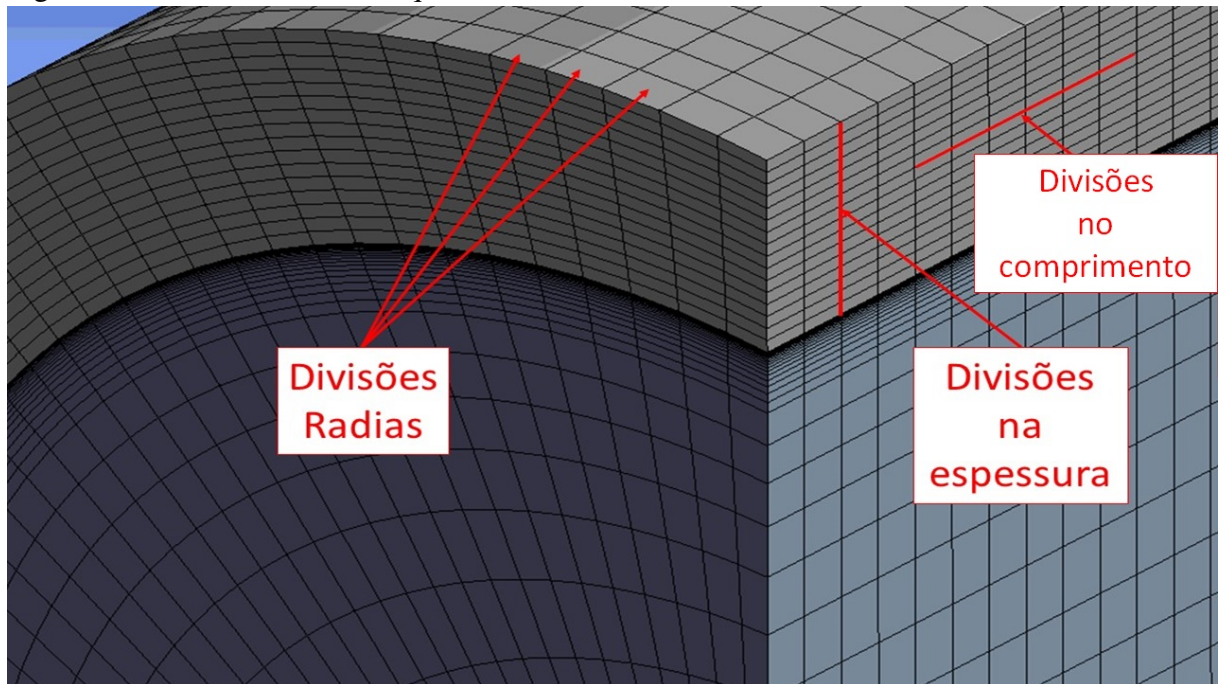


Figura 31 – Detalhes da malha que foram alteradas.



### 3.2.4 Simulações - Condições de contorno

As soluções das simulações numéricas são baseadas em termos de condições iniciais e de contornos. Por isso, a importância destas condições serem corretamente especificadas e suas funções no modelo numérico bem entendidas. A Figura 26 mostra as trocas térmicas envolvidas numa soldagem em operação que são a base para inserção das condições de contorno no modelo numérico. Para a solução das equações mostradas neste estudo utilizou-se o software *Ansys - Fluent* o qual resolve tanto problemas de escoamento como térmicos.

Para adição de calor devido a soldagem foi-se necessário a definição de qual equação da fonte seria utilizada e, assim definir seu formato geométrico. Conforme discussão no item 2.4.1 existem diversos formatos de fonte volumétricas. Portanto, cabe a discussão sobre qual delas seria mais apropriada para o caso envolvido. As fontes volumétricas sobre dupla elipse (Equações. 2.45 e 2.46) e uma elipse (Equações 2.44) são as mais utilizadas nos estudos técnicos e científicos sobre soldagem, pois a distribuição de temperatura resultante possui aproximações precisas dos resultados experimentais, isto devido aos ajustes de seus parâmetros envolvidos. Hashemzadeh (2013) comparou três tipos de fontes para uma chapa de aço inoxidável 304L e concluiu que existe pequenas diferenças nos ciclos térmicos utilizando dupla elipse ou sobre uma elipse. Nas comparações com os ensaios experimentais foi usada a fonte volumétrica sobre uma elipsoide pois apresentou resultados mais satisfatórios. Neste trabalho foi utilizada a fonte

volumétrica com apenas uma elipse, pois apresentou boas aproximações com os resultados obtidos nos experimentos das bancadas de soldagens.

A fonte volumétrica escolhida foi inserida no *solver* via Função Definida pelo Usuário (User Define Function - UDF). Uma UDF é uma função em código C que pode ser carregada dinamicamente no solucionador *ANSYS Fluent* para aprimorar seus recursos padrão. Por exemplo, pode-se usar uma UDF para personalizar condições de fronteira, definições de propriedade do material, termos fontes das equações de transporte ou inicializar uma solução ((ANSYS, 2018b)). O Anexo A mostra o código para a fonte de calor volumétrica com uma elipse utilizada neste trabalho. Neste código é necessário inserir os dados da entrada de calor (parâmetros de soldagem e eficiência do processo) e os parâmetros geométricos da fonte, conforme a Figura 13.

A Tabela 6 mostra os valores dos parâmetros utilizados nas fontes volumétricas das simulações das soldagens autógenas em operação dos aços inoxidáveis 304L e 321. Estes parâmetros foram baseados nas configurações das bancadas experimentais e os resultados das análises microscópicas das regiões resultantes dos processos de soldagens. A eficiência térmica pode ser associada a vários fatores entre eles, a altura do arco (STENBACKA, 2013). Além disso, o parâmetro relacionado ao comprimento de fonte de calor (parâmetro *b* da Figura 13) não é encontrado nas análises microscópicas, cabe avaliar qual a melhor relação com os outros parâmetros geométricos da fonte para que se produza resultados de ciclo térmico e zonas de soldagem com precisão, neste estudo foi feito utilizado a largura da zona fundida em relação ao comprimento, uma análise similar foi feita por Teixeira (2014).

Tabela 6 – Parâmetros das Equações das Fontes de Calor

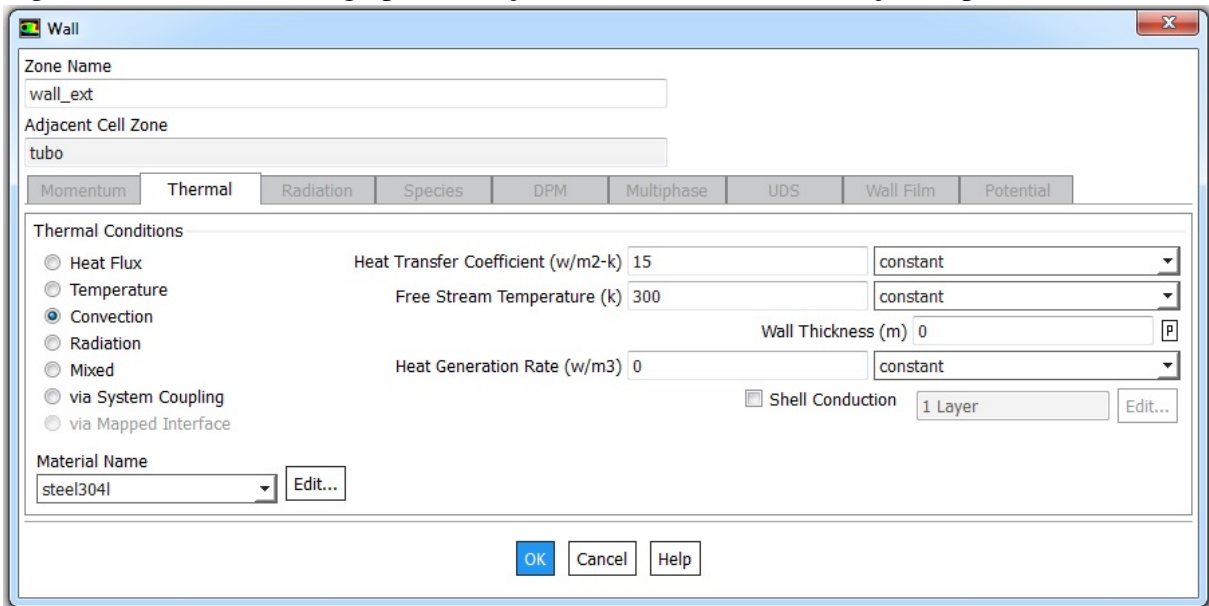
Parâmetro da Fonte de Calor	AISI 304L TIG 0,63 kJ/mm	AISI 321 Eletrodo Revestido 0,72 kJ/mm	AISI 321 Eletrodo Revestido 0,41 kJ/mm	AISI 321 MIG/MAG 0,58 kJ/mm	AISI 321 MIG/MAG 0,81 kJ/mm	AISI 321 TIG 0,71 kJ/mm Laminar	AISI 321 TIG 0,47 kJ/mm Turbulento
Largura [mm]	7,7	9,199	6,594	9,115	9,863	5,812	3,9
Penetração [mm]	1,3	1,221	1,129	2,027	1,849	1,69	1,1
Comprimento [mm]	7,7 1x Largura	9,199 1x Largura	6,594 1x Largura	13,672 1,5x Largura	9,863 1x Largura	8,718 1,5x Largura	3,9
Eficiência do Processo [%]	65	70	80	75	75	65	55
Tensão [V]	14	24,7	24,5	17	16,7	13,5	15
Corrente [A]	150	70,7	72,3	133,4	175,2	127,5	105

Conforme as trocas térmicas envolvidas, na superfície externa do tubo é necessário a adição de uma condição de contorno referente a perda de calor através do mecanismo da



convecção/radiação para o ar ambiente. Para tanto é necessário escolher o valor do coeficiente convectivo ( $h_{\infty}$ ), para a superfície externa serão usados valores usados na literatura já citadas na seção 2.2.3 e inserida no *solver* conforme Figura 32. Na superfície interna do tubo o valor do coeficiente de convecção é resultante da simulação do escoamento de água.

Figura 32 – Caixa de diálogo para inserção do coeficiente de convecção na parede externa.



A condição de velocidade de entrada da água no tubo (*inlet*) foi inserida baseada nas vazões de água das bombas, restrita por válvula(s) e medidas por sensores de vazão. A velocidade 0,015 m/s (escoamento laminar) no tubo AIS 304L, 0,3969 m/s (escoamento turbulento) e 0,009927 m/s (escoamento laminar) no tubo AISI 321. No "*outlet*" (saída de água do tubo) não foi inserida uma velocidade de saída, mas a pressão foi mantida igual a pressão atmosférica. As Figuras 33 e 34 mostram como estas configurações das velocidades de entrada e saída foram inseridas.

Na soldagem do AISI 304L considerando que a água estava a temperatura ambiente (300K), a vazão medida no escoamento de água de 70 L/h (velocidade 0,015 m/s), o diâmetro interno da tubulação de 0,04 m, a densidade da água de  $998 \text{ kg/m}^3$  e a viscosidade da água de  $0,000855 \text{ kg/m.s}$  (INCROPERA; DEWITT, 1996), o número de Reynolds calculado foi aproximadamente 600 ficando na faixa de escoamento em regime laminar, conforme era o objetivo da análise.

No caso da soldagem do tubo AISI 321 com o escoamento em regime turbulento a vazão de água medida foi de 120 L/min (velocidade 0,3969 m/s) e o diâmetro interno da tubulação



de 0,152 m, o número de Reynolds calculado foi  $Re = 7,042 \times 10^4$ . No caso do escoamento em regime laminar a vazão medida foi 11 L/min resultando na velocidade igual a 0,009927 m/s obtendo  $Re = 1761$ , mantendo o escoamento na faixa de regime laminar.

Figura 33 – Caixa de diálogo para inserção da velocidade de escoamento.

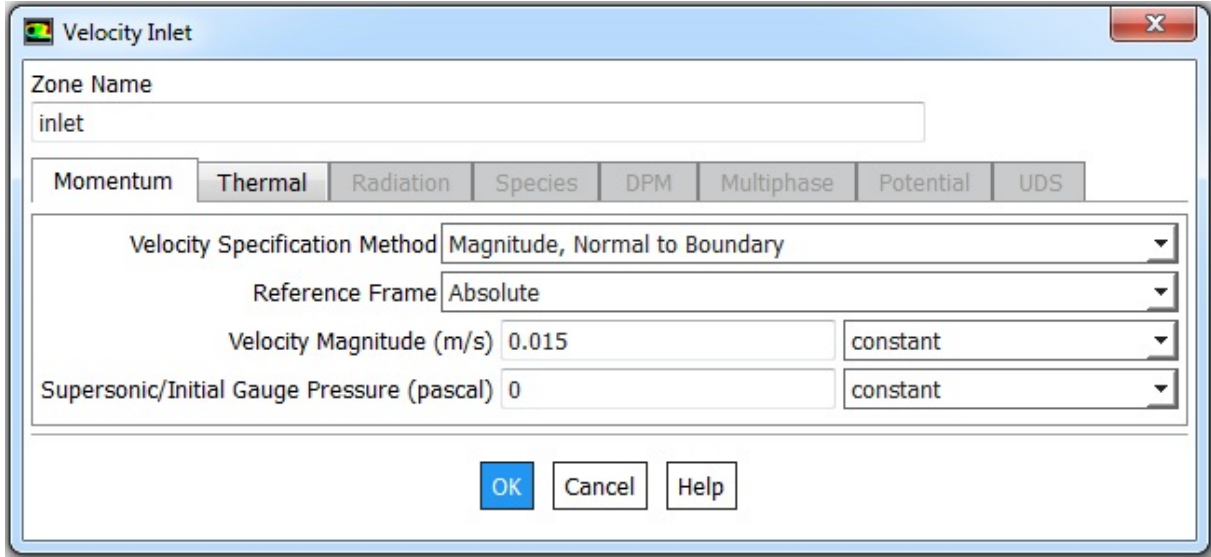
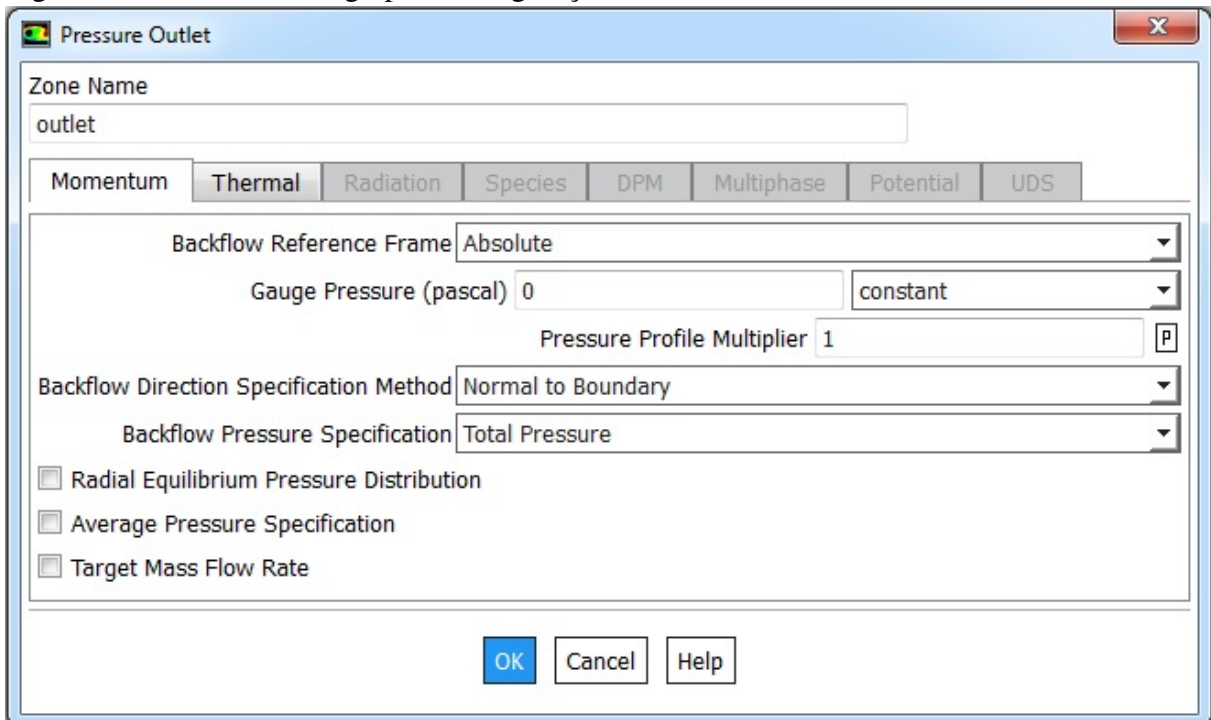


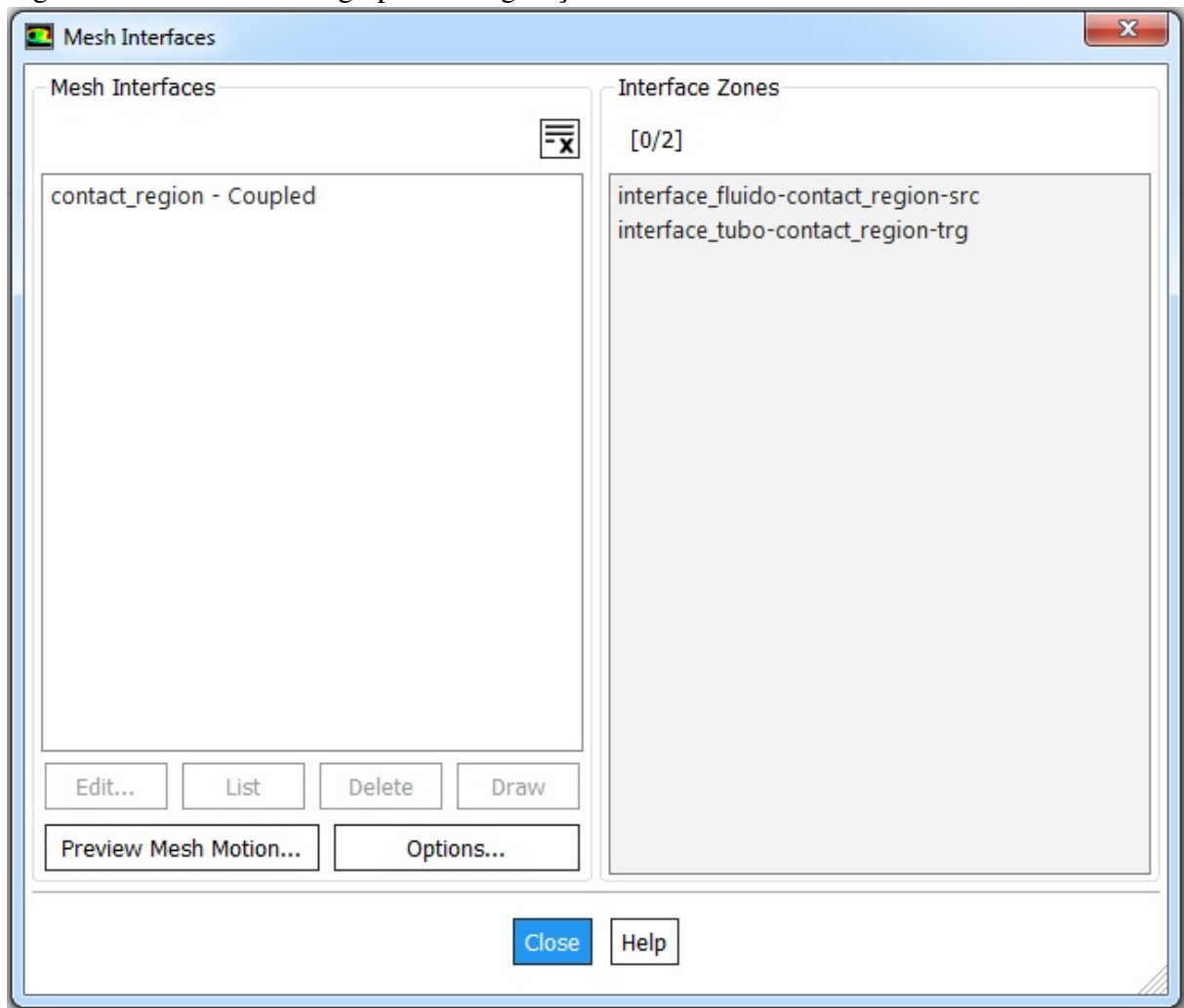
Figura 34 – Caixa de diálogo para configuração da saída do escoamento.



Outro fator importante foi a configuração do acoplamento da interface entre o tubo

(sólido) e a água (fluido). A opção utilizada foi criar uma parede-limite acoplada ("*Coupled*") na interface. Nesse caso, o escoamento de água não atravessa a interface, pois esta age como uma zona de parede mas, a transferência de calor oriunda do tubo, por outro lado, é permitida (ANSYS, 2018a). A Figura 35 mostra a caixa de diálogo para a configuração da interface encontrada nas malhas utilizadas.

Figura 35 – Caixa de diálogo para configuração das interfaces.



### 3.2.5 Propriedades dos materiais em função da temperatura

Para uma simulação numérica mais precisa levar-se em conta a variação das propriedades dos materiais em função da temperatura nos tubos de AISI 304L e AISI 321 (região sólida). Nas simulações os valores da densidade ( $\rho$  [ $kg/m^3$ ]), calor específico ( $C_p$  [ $J/kg.K$ ]) e condutividade térmica ( $k$  [ $W/m.K$ ]) dos aços inoxidáveis AISI 304L e AISI 321 variavam com a

temperatura. Para cada material utilizado foram usados valores tabelados ou equações conforme detalhadas a seguir.

### 3.2.5.1 Aço Inox Austenítico 304L

**Densidade( $\rho$ ):** a previsão da densidade em função da temperatura foi obtida através da estimativa das densidades dos seus componentes. Baseadas na composição, as equações que podem representar valores recomendados da densidade do AISI 304L, conforme Kim (1975) para as fases sólido e líquida, são dadas por

$$\rho = 7,9841 - 2,6506 \times 10^{-4}T - 1,1580 \times 10^{-7}T^2 (\leq 1600\text{K}) \quad (3.1)$$

$$\rho = 7,5512 - 1,1167 \times 10^{-4}T - 1,5063 \times 10^{-7}T^2 (T > 1600\text{K}) \quad (3.2)$$

A partir destas equações foi elaborado um código C para ser utilizada como UDF e inserida no *solver*. O Anexo B apresenta o código utilizado para densidade.

**Calor Específico( $C_p$ ):** o calor específico em função da temperatura foi obtido de uma tabela de valores obtida de Kim (1975) que realizou medições experimentais e comparou com resultados das equações termodinâmicas. A Tabela 7 mostra os principais valores. Esses valores foram inseridos diretamente no programa *Fluent* como uma condição do material do tubo.

Tabela 7 – Valores de Calor Específico em função da temperatura

Temperatura [K]	Calor Específico [J/kg.K]
300	510.03
1700	698.73
1701	794.96
3000	794.96

**Condutividade térmica( $k$ ):** conforme Kim (1975) uma forma de calcular a condutividade térmica em função da temperatura do aço inoxidável 304L é usando correlações experimentais que são expressas pelas seguintes equações

$$k = 8,116 \times 10^{-2} + 1,618 \times 10^{-4}T (T \leq 1600\text{K}) \quad (3.3)$$

$$k = 1,229 \times 10^{-1} + 3,248 \times 10^{-5}T (T > 1600\text{K}) \quad (3.4)$$

### 3.2.5.2 Aço Inoxidável Austenítico AISI321

As propriedades térmicas ( $k$  e  $C_p$ ) do aço inoxidável AISI 321 foram inseridas através das seguintes equações (ZHONGQIN *et al.*, 2005)

$$\begin{aligned}
 k &= 10,717 + 0,014955T (T \leq 780K) \\
 &= 12,076 + 0,013213T (780K \leq T \leq 1672K) \\
 &= 217,12 - 0,1094T (1672 \leq T \leq 1727) \\
 &= 8,278 + 0,0115T (1727 \leq T)
 \end{aligned}
 \tag{3.5}$$

$$\begin{aligned}
 C_p &= (0,43895 + 1,98 \times 10^{-4}T) \times 10^3 (T \leq 773K) \\
 &= (0,13793 + 5,9 \times 10^{-4}T) \times 10^3 (773K \leq T \leq 873K) \\
 &= (0,87125 - 2,5 \times 10^{-4}T) \times 10^3 (873 \leq T \leq 973) \\
 &= (0,5552 + 7,75 \times 10^{-5}T) \times 10^3 (973 \leq T \leq 1727K)
 \end{aligned}
 \tag{3.6}$$

A densidade do AISI 321 em função da temperatura foi obtida através do programa JMatPro, a Tabela 8 mostra os dados utilizados.

Tabela 8 – Densidade AISI 321 - JmatPro

Temperatura [K]	Densidade [kg/m <sup>3</sup> ]
300	7790
1500	7330
1600	7290
1700	7160
1705	7150
1800	6990
2000	6830
3000	5930

### 3.2.6 Metalografia para obtenção das imagens microscópicas

Para a obtenção de imagens através dos Microscópios foram necessários alguns procedimentos de preparação de amostras, segue uma breve descrição.

#### I) Corte

As Figuras 36 e 37 mostram o posicionamento dos termopares internos, estas posições foram usadas como guias para os cortes das amostras que foram preparadas para obtenção das imagens das zonas resultantes das soldagens longitudinais. No presente trabalho foi utilizado

o equipamento de corte metalográfico *cutoff* – COR80 com disco de corte apropriado para cada material. A amostra foi devidamente refrigerada buscando diminuir a possibilidade de transformações metalúrgicas na superfície da amostra.

Figura 36 – Posicionamento dos termopares soldagem AISI 304L

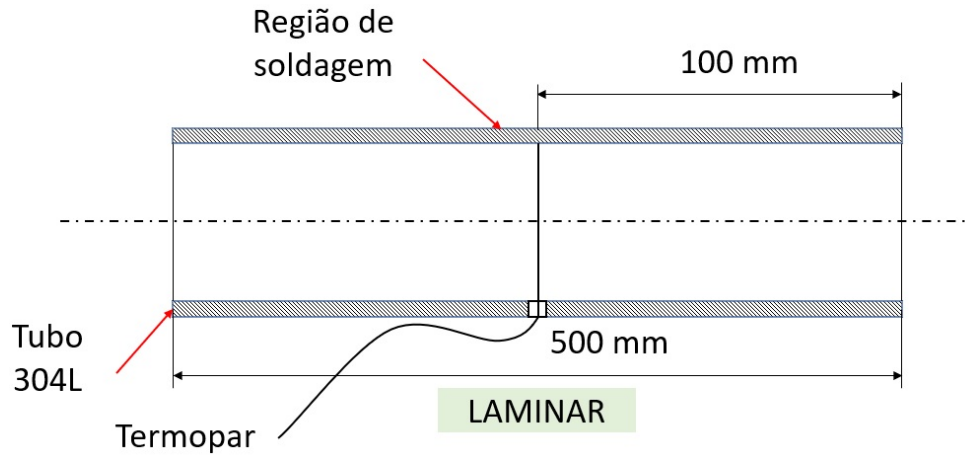
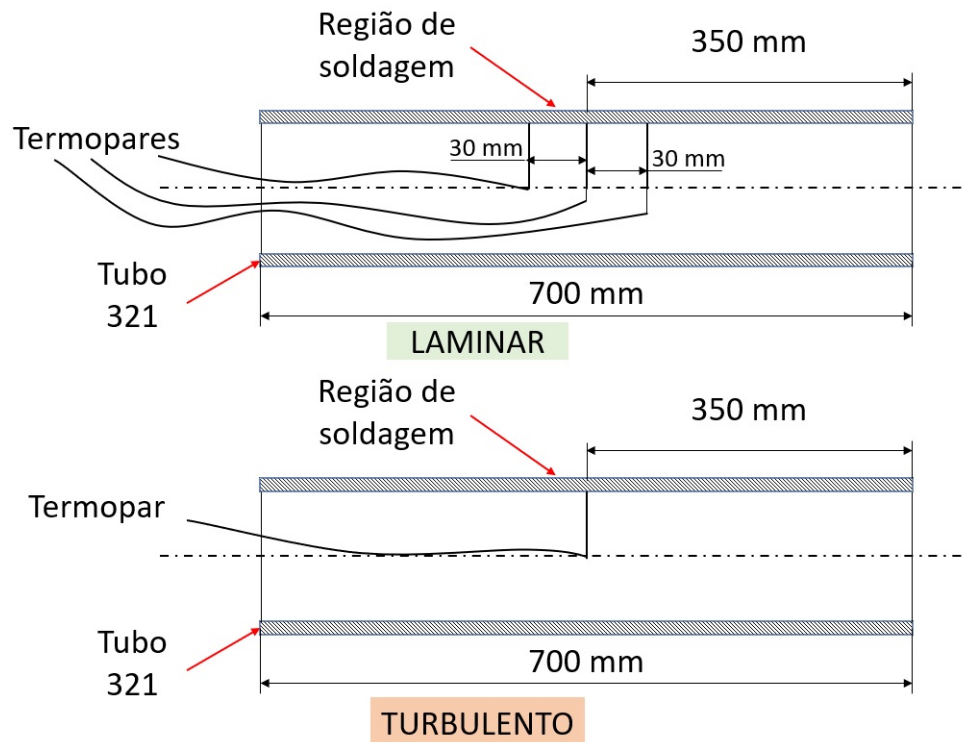


Figura 37 – Posicionamento dos termopares soldagem AISI 321



## II) Lixamento e polimento

Foram os processos mais demorados na preparação das amostras, mas foram essenciais para que as imagens microscópicas obtidas tivessem qualidade suficiente para a uma boa visualização das zonas resultantes da energia de soldagem e as fases das microestruturas. A

operação de lixamento teve como finalidade retirar os riscos e marcas mais profundas do corte, dando um acabamento a superfície, preparando-a para o polimento. A técnica de lixamento manual consiste em lixar a amostra sucessivamente com lixas de granulometria cada vez menor, mudando-se de direção ( $90^\circ$ ) em cada lixa subsequente até desaparecerem os traços da lixa anterior. As granulometrias das lixas podem variar de amostra para amostra, mas neste trabalho seguiu-se a seguinte sequência: 100, 220, 300, 400, 600 e 1200.

A operação de polimento teve como objetivo deixar a superfície isenta de marcas do lixamento e apropriada para a visualização nos microscópios. A limpeza da superfície foi realizada com um líquido de baixo ponto de ebulição (álcool) para que a secagem fosse rápida. O polimento mecânico foi realizado utilizando uma politriz. A amostra foi trabalhada manualmente no disco de polimento. O agente mais usado é o diamante devido as suas características de granulometria, dureza, forma dos grãos e poder de desbaste. Dependendo do tipo de agente polidor escolhido foi escolhido o pano de polimento. Neste trabalho foi feito o polimento com pastas de diamante com  $6\mu$ ,  $3\mu$  e  $1\mu$ .

### III) Ataques químicos

No processo de ataque químico alguns grãos e fases serão mais atacados pelo reagente que outros. Isso faz com que cada grão e fase reflita a luz de maneira diferente de seus vizinhos. Isso realça os contornos de grãos e dá diferentes tonalidades as fases permitindo a identificação delas no microscópio. Antes de a amostra sofrer o ataque, ela foi limpa e seca utilizando-se um líquido de baixo ponto de ebulição, o qual foi posteriormente secado rapidamente através de um jato de ar quente.

Uma amostra lixada e polida está pronta para o exame macro ou microscópico desde que os seus elementos estruturais possam ser distinguidos uns dos outros, através da diferenciação de cor, relevo, falhas estruturais como trincas, poros etc. Ao incidir a luz sobre a superfície metálica polida há uma reflexão uniforme, de modo que se faz necessário um contraste para distinguirem-se os detalhes de sua estrutura. Tal contraste é obtido por meio do ataque, o qual pode ser efetuado através de mudanças do sistema óptico empregado ou da amostra propriamente dita.

Neste trabalho foram utilizados dois ácidos de acordo com o aço inoxidável austenítico (LIMA, 2013):

AISI 304L - Ácido crômico (10 gramas de ácido crômico + 90 mililitros de álcool) - ataque eletrolítico de 9 Volts por 30 segundos;

AISI321 - Ácido oxálico 10% (10 gramas de ácido oxálico + 90 mililitros de água destilada) - ataque eletrolítico de 3 Volts por 1 minuto para revelar a zona fundida e mais 30 segundos para revelar o metal base.

## 4 RESULTADOS

### 4.1 Simulação utilizando o programa *Batelle*

Conforme explicado anteriormente foi utilizado o programa do Instituto *Batelle* para obter mais uma estimativa da temperatura máxima interna da parede do tubo utilizando os parâmetros de soldagem em operação das bancadas experimentais. Um exemplo dos dados inseridos no programa é mostrado na Figura 38. O parâmetro ZCOMP foi calculado através de uma equação fornecida pelo manual do próprio software. Os valores da eficiência de soldagem considerados nestas simulações foram as médias de acordo com a literatura técnica (KOU, 2003).

Figura 38 – Dados de entrada - Programa *Batelle*



Fonte – (KIEFNER, 1991)

Baseados nos dados de entrada inseridos, foi obtido o resultado mostrado na Figura 39. A temperatura máxima na superfície interna do tubo foi igual a 1075,15 K (802° C). Percebe-se que esse resultado é apenas a  $T_p$  (Temperatura de Pico) do ciclo térmico naquele ponto, pois este é um parâmetro importante relacionado a segurança na soldagem de tubulações em operação. Com este resultado tem-se mais uma estimativa da temperatura da superfície interna máxima a



ser alcançada ou registrada através do sistema de aquisição na soldagem do tubo de AISI 304L. A Tabela 9 mostra os resultados dos valores calculados do Batelle para os casos aqui soldados e simulados.

Figura 39 – Resultado AISI 304L - Programa *Batelle*

```

### ANSWER ### at heating rate of 0.6 kJ/mm
Maximum inside surface temperature = 802. C
Cooling rate at 538C = -12.0 C/sec
Cooling time (800-500C) = 14.67 sec
    
```

\*\*\*\*\*

CASE = 1				
NODE	DESCRIPTION	MAX TEMP, C	COOLING RATE AT 538. C, C/sec	COOLING TIME (800-500C), sec
(19)	WELD NODE	1851.	-12.3	14.61
(6,NRL)	OD SURF	764.	-12.1	0.00 *
(6,NRL)	INTERIOR	765.	-12.1	0.00 *
(7,NRL)	INTERIOR	1372.	-12.0	14.67
(8,NRL)	INTERIOR	1427.	-11.9	14.75
(9,NRL)	INTERIOR	1378.	-11.8	14.88
(7,1)	ID SURF	787.		
(8,1)	ID SURF	799.		
(9,1)	ID SURF	802.		

Tabela 9 – Temperaturas Máximas calculadas pelo programa Batelle.

	<b>Temperatura Máxima [K] Batelle</b>
<b>AISI 304L TIG 0,63 kJ/mm</b>	1075,15
<b>AISI 321 TIG 0,71 kJ/mm Laminar</b>	1048
<b>AISI 321 TIG 0,48 kJ/mm Turbulento</b>	462
<b>AISI 321 Eletrodo Revestido 0,72 kJ/mm</b>	1234
<b>AISI 321 Eletrodo Revestido 0,41 kJ/mm</b>	1167
<b>AISI 321 MIG/MAG 0,58 kJ/mm</b>	1046
<b>AISI 321 MIG/MAG 0,81 kJ/mm</b>	1276

#### **4.2 Resultados Experimentais - Soldagem Autógena TIG de tubo de aço inoxidável 304L em regime laminar**

Foram realizadas várias soldagens no tubo de aço inoxidável 304L para a obtenção de dados de temperatura visando a comparação com os resultados das simulações numéricas. Seguem os resultados obtidos dessas soldagens.

A aquisição da corrente e da tensão de soldagem foi realizada pela fonte de soldagem IMC e pelo sistema de aquisição. As Figuras 40 e 41 mostram esses resultados. Observando os valores obtidos pela aquisição foram calculados os valores médios: 150A para a corrente e 14V para a tensão.

Figura 40 – Tensão e corrente medidas pelo sistema de aquisição.

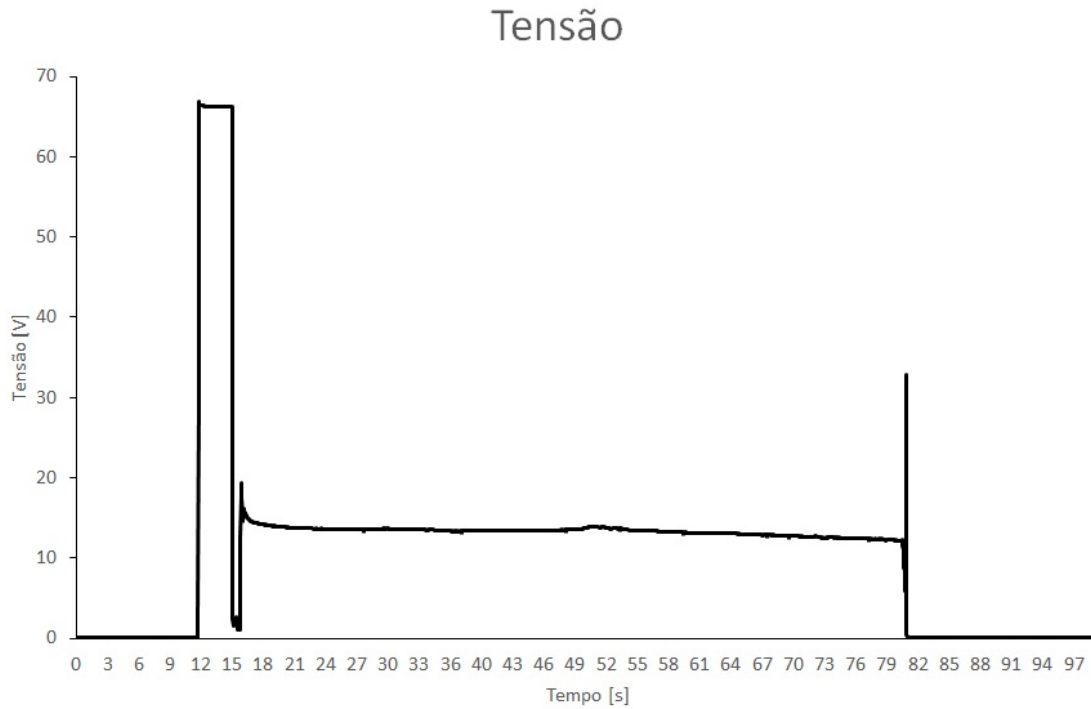
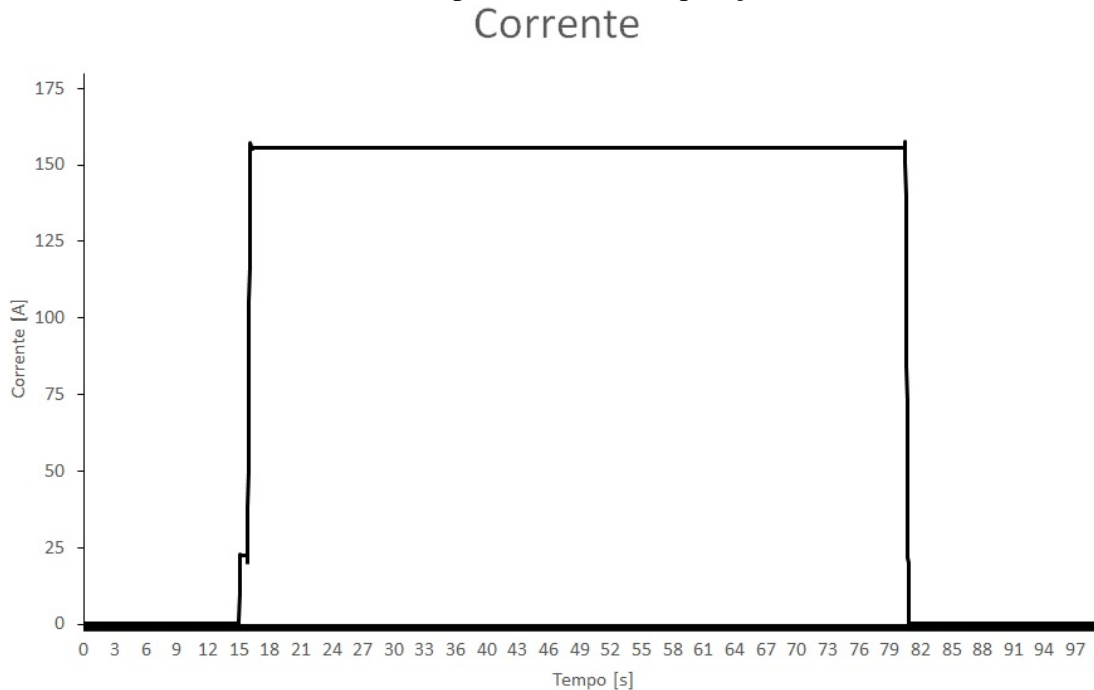


Figura 41 – Tensão e corrente medidas pelo sistema de aquisição.



A Tabela 10 mostra o resumo dos resultados de vazão e temperatura de entrada e saída durante a soldagem do tubo de aço inoxidável AISI 304L. Com respeito as temperaturas de entrada e saída nota-se que a variação de temperatura é pequena. Através dos valores máximos registrados na aquisição percebe-se que a variação ficou na faixa de 3 – 6<sup>o</sup>C.

Considerando o calor específico da água constante ( $4.200J/kg.C$ ), a vazão mássica ( $0,01933kg/s$ ) e a diferença máxima de temperatura encontra-se a quantidade de energia igual a aproximadamente  $553,68W$ . Calculando a potência de soldagem ( $V = 14 V \times I = 150 V$ ) igual a  $2100W$ , resulta no valor de eficiência  $\eta = 26,36\%$ , valor abaixo da faixa usualmente encontrado, mas próxima a uma faixa aceitável conforme Stenbacka (2013). Este erro pode ter sido ocasionado devido, por exemplo, a bancada não ter sido preparada especificamente para este fim, sendo necessário isolamento no tubo e outros recursos.

Tabela 10 – Resumo dos resultados de vazão e temperatura de entrada e saída

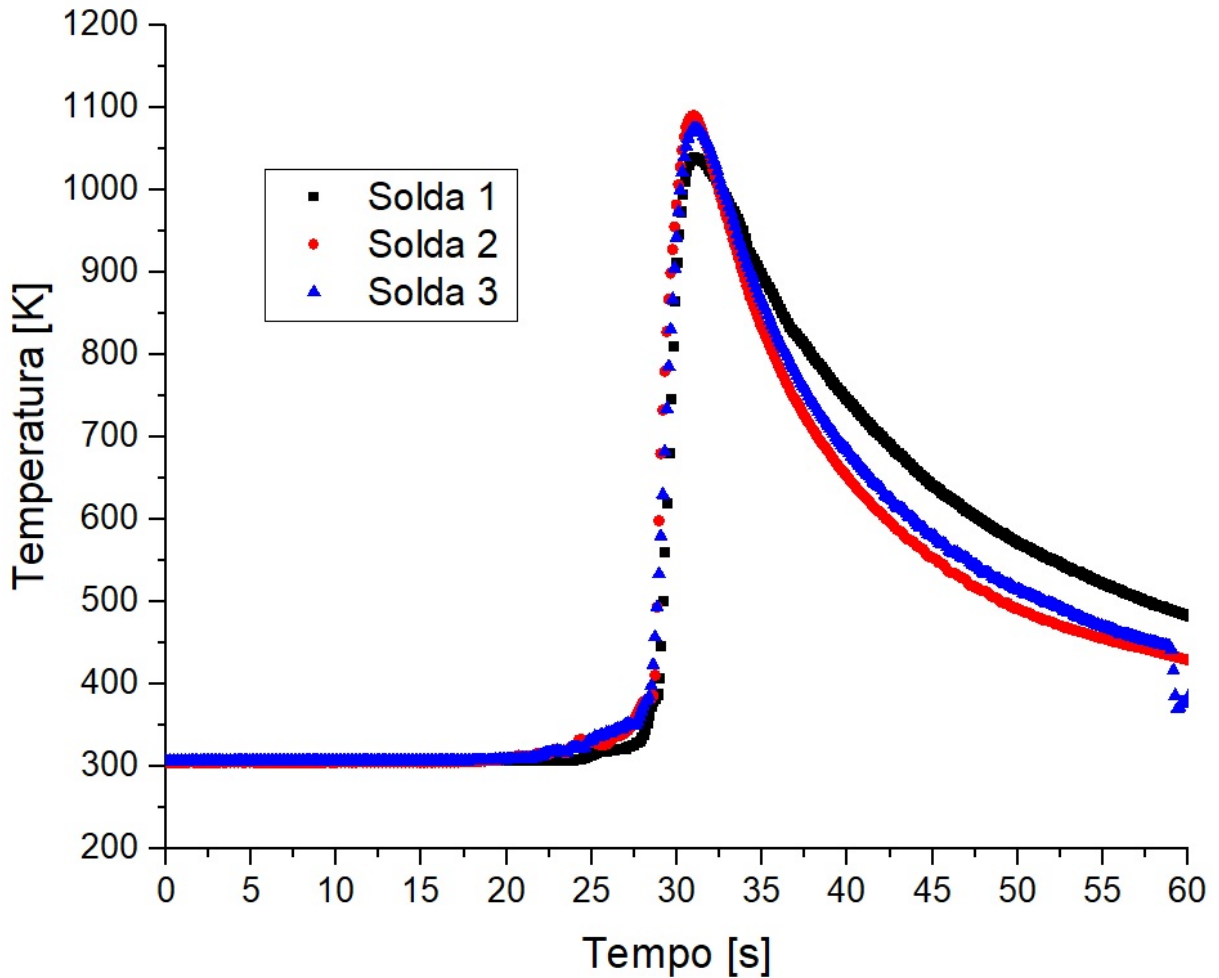
	<b>Solda 1</b>	<b>Solda 2</b>	<b>Solda 3</b>	<b>Média</b>
<b>Ts - Te [C]</b>	6,82	4,52	6,48	5,94
<b>Vazão média [L/h]</b>	77,67	72,26	62,01	70,64

A Figura 42 mostra os ciclos térmicos obtidos do termopar da superfície interna, devidamente posicionado durante as soldagens TIG autógena do aço inoxidável AISI 304L, com os parâmetros e as configurações definidas anteriormente baseadas em soldagens preliminares. Observa-se que os três ciclos obtidos estão com valores próximos e, também, a repetibilidade do resultado. Além disso, percebe-se que a temperatura de pico dos três ciclos ficou na faixa 1036 - 1064 K, com diferença máxima de aproximadamente 3%. As temperaturas de picos alcançadas tem valores próximos da previsão feita pelo programa do Instituto *Batelle*, o que evidencia que estes resultados são apropriados para avaliações posteriores. A Tabela 11 resume estes resultados das temperaturas de pico.

Tabela 11 – Temperaturas de picos das soldagens *Batelle*.

	<b>Temperatura de Pico [K]</b>
Solda 1	1036,776
Solda 2	1064,031
Solda 3	1055,048
<i>Batelle</i>	1075,150

Figura 42 – Ciclos Térmicos Soldagens AISI 304L

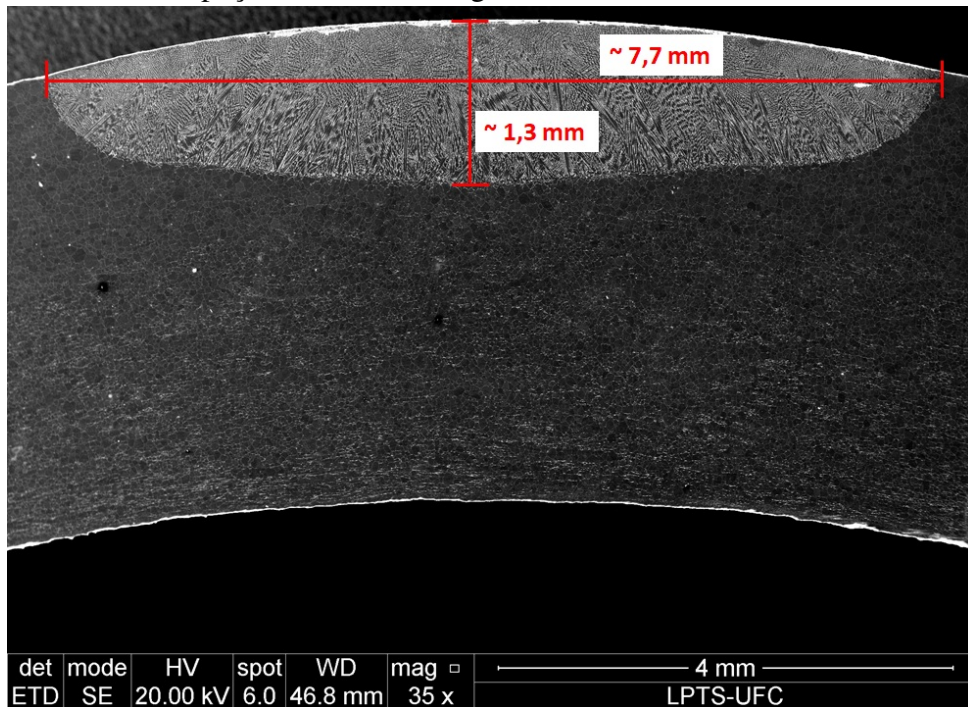


Após a preparação das amostras, de acordo com os procedimentos explicados anteriormente, foram obtidas imagens microscópicas. A Figura 43 mostra uma imagem obtida através do MEV mostrando as zonas de soldagens e as médias das medições da largura e penetração da poça de fusão. A Tabela 12 mostra os resultados obtidos nas três soldagens e as médias dos valores. Esses valores foram importantes para fornecer dados de entrada nos parâmetros geométricos da fonte de calor.

Tabela 12 – Resumo das medidas da macrografia - AISI304L.

	<b>Largura (mm)</b>	<b>Penetração (mm)</b>
<b>Solda 1</b>	7,83	1,32
<b>Solda 2</b>	7,72	1,31
<b>Solda 3</b>	7,52	1,28
<b>Média</b>	<b>7,69</b>	<b>1,30</b>

Figura 43 – Medidas da poça de fusão - soldagem AISI304L



A Figura 44 mostra o metal base do aço inoxidável AISI 304L. A microestrutura consiste de grãos de austenita, com presença de pequena quantidade de ferrita delta (fase escura alongada) (LIMA, 2010; OSOBA *et al.*, 2015).

Figura 44 – Metal Base AISI 304L - aumento 200x.

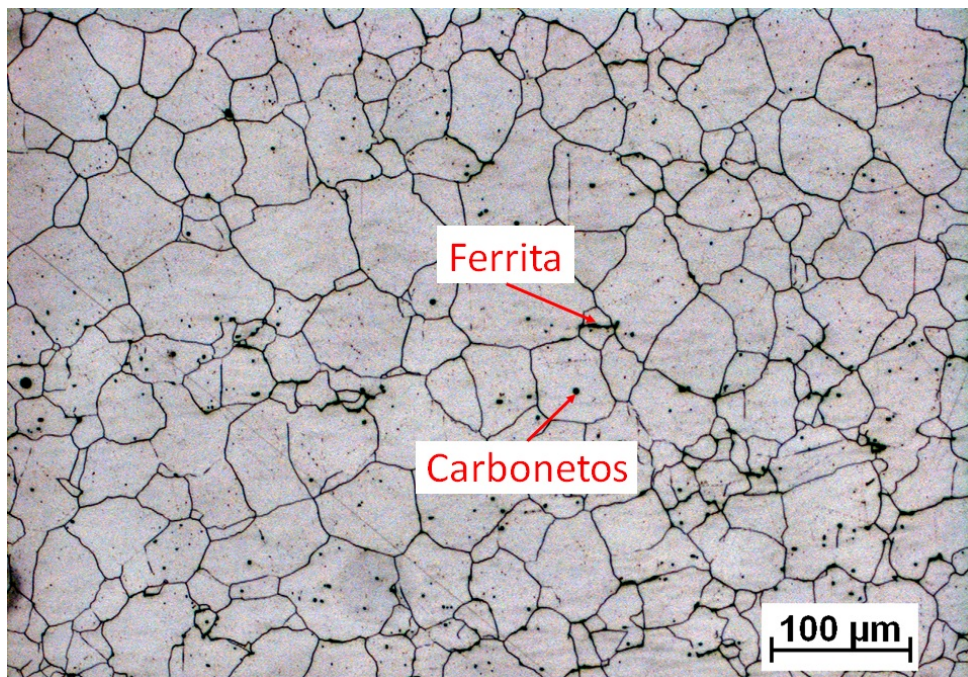
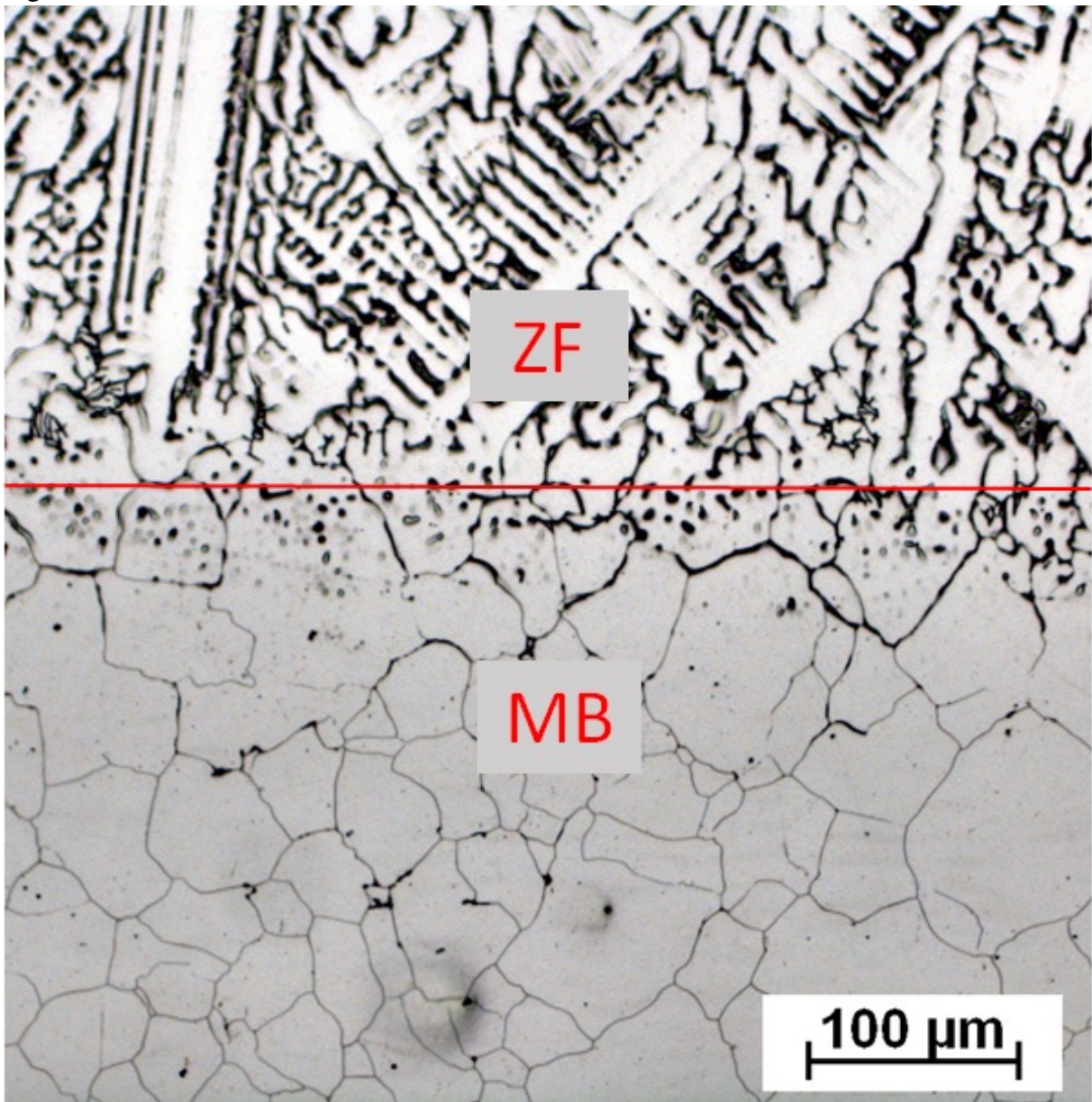




Figura 45 – Interface ZF/ZAC inferior AISI 304L - aumento 200x.



A Figura 45 mostra a interface inferior da ZF/ZAC. Pode ser visto principalmente a ZF composta principalmente de dendritas colunares, isso por causa do super resfriamento que proporciona a rápida solidificação (QUEIROZ, 2017). Além disso, percebe-se pequenas zonas de fusão parcial onde se encontram ferrita delta. As Figuras 46 e 47 mostram as interfaces direita e esquerda da ZF.



Figura 46 – Interface direita ZF/ZAC AISI 304L - aumento 200x.

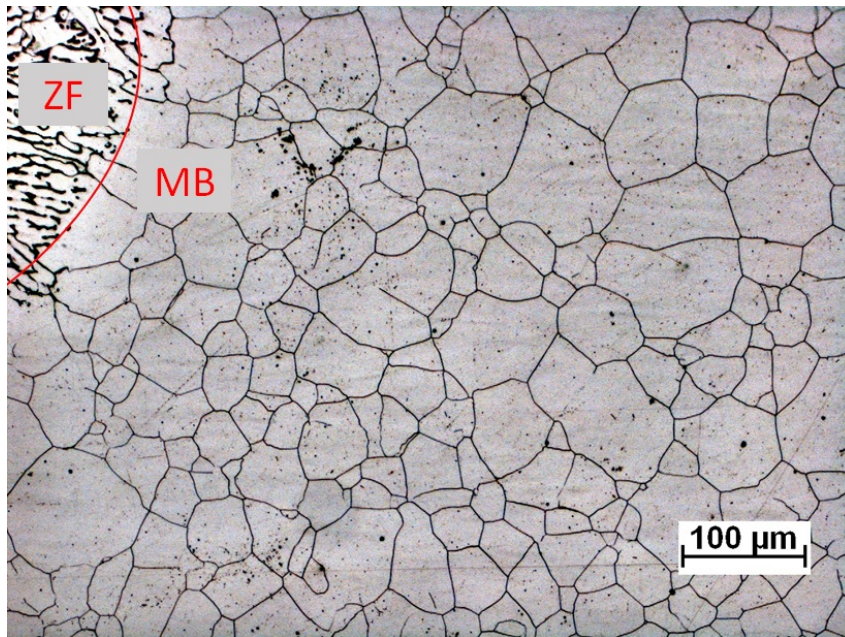
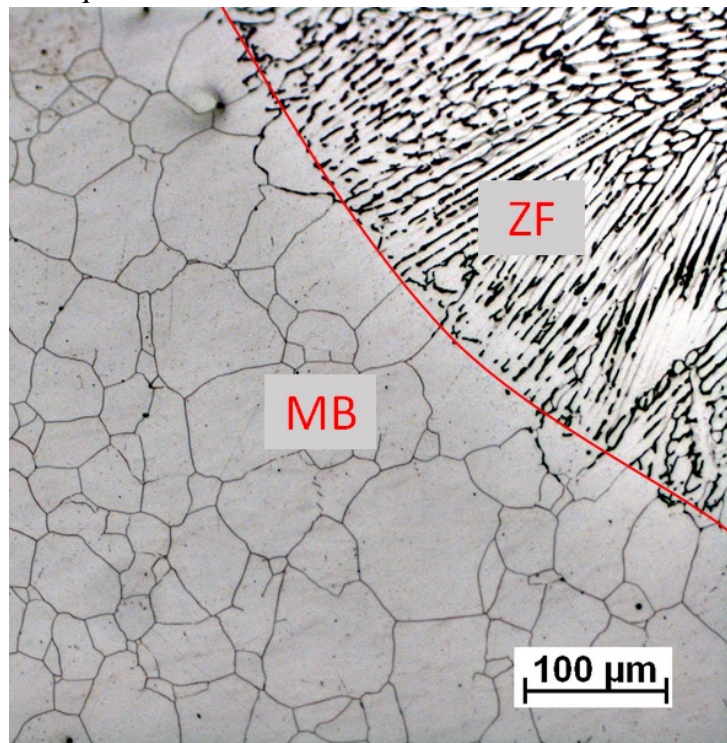


Figura 47 – Interface esquerda ZF/ZAC AISI 304L - aumento 200x.



A Figura 48 mostra uma imagem produzida por meio de montagens de sucessivas fotos ao longo da superfície do tubo na direção do raio, desde a superfície superior da zona fundida até a superfície inferior, próximo onde o termopar foi fixado para medição da temperatura interna. Esta Figura mostra que desde a interface da ZF até a superfície inferior não houve



transformações metalúrgicas relevantes. A temperatura interna medida pelo termopar foi na faixa de 1036 - 1064 K e a velocidade de resfriamento muito alta devido a convecção interna causado pelo escoamento. Analisando o CCT simulado pelo JMatPro (Figura 20) e adicionando as curvas de resfriamento obtidas pelos ciclos térmicos das soldagens, conforme mostrado na Figura 49, percebe-se que as curvas de resfriamento não cruzam as curvas das possíveis fases, o que comprova que a microestrutura obtida é condizente com a previsão.

Figura 48 – Montagem ZF/MB AISI 304L - aumento 50x.

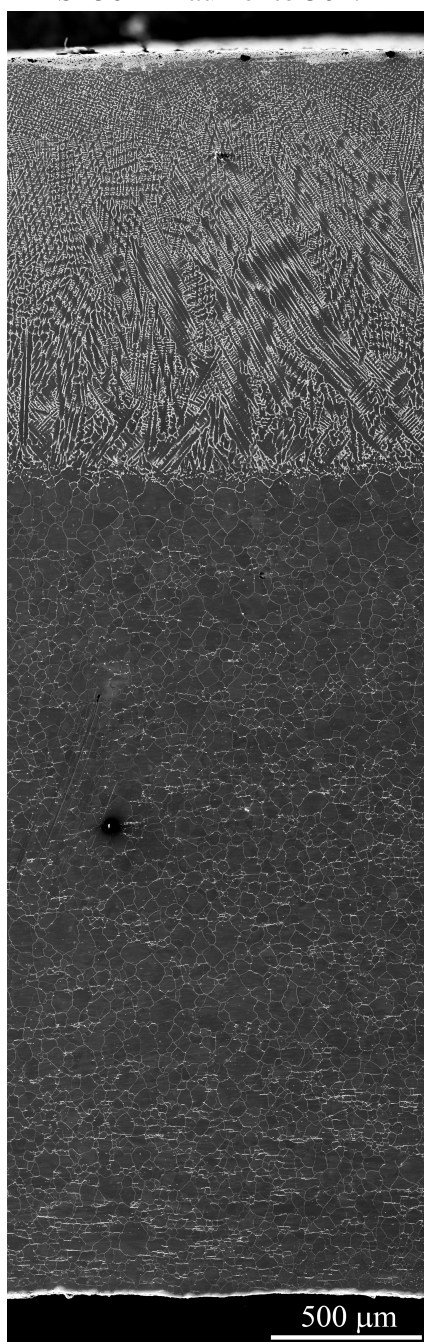
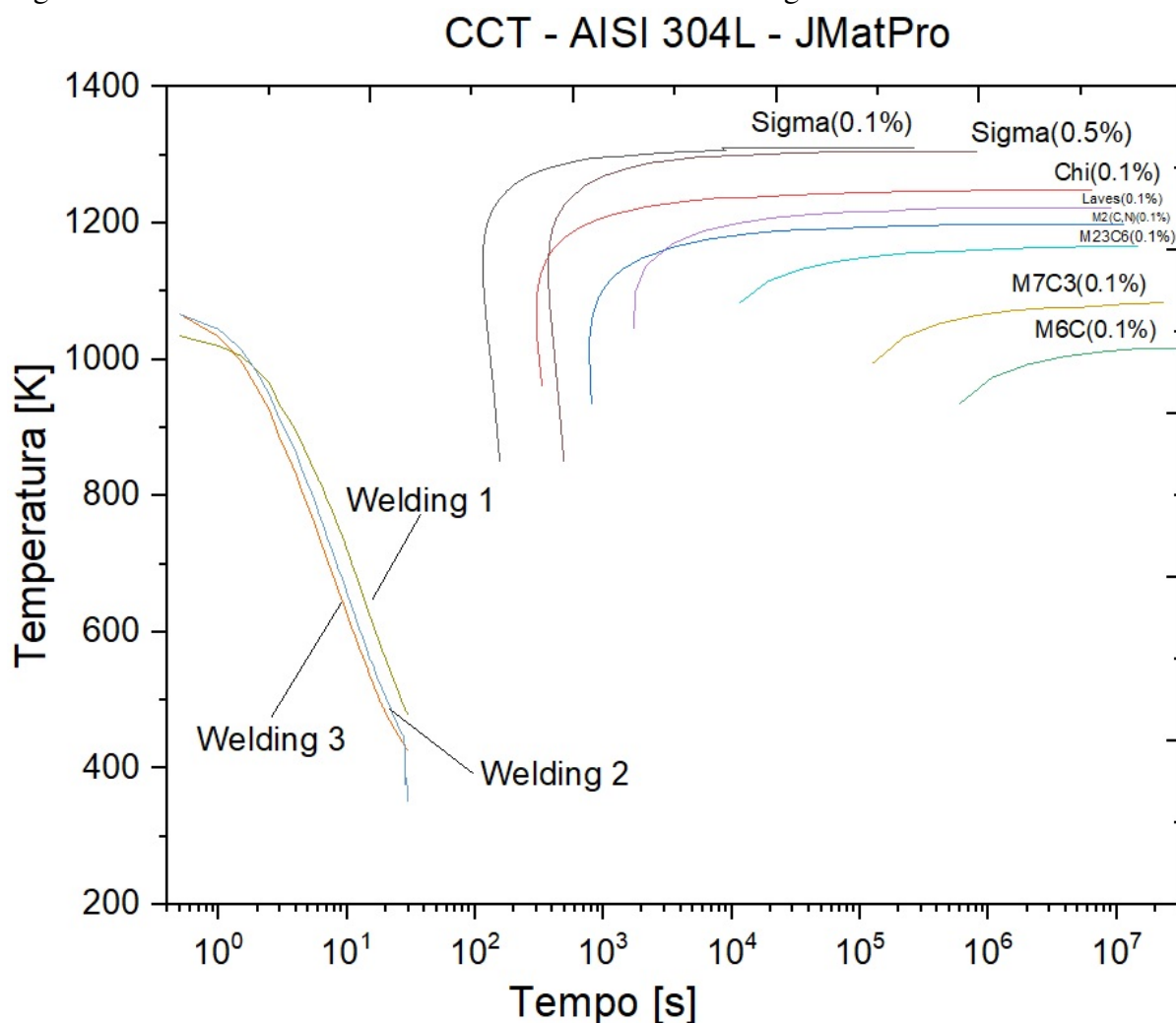


Figura 49 – CCT AISI 304L - JMatPro - Resfriamentos Soldagens



#### 4.3 Simulação Numérica - Soldagem TIG de tubo de aço inoxidável AISI 304L - Laminar

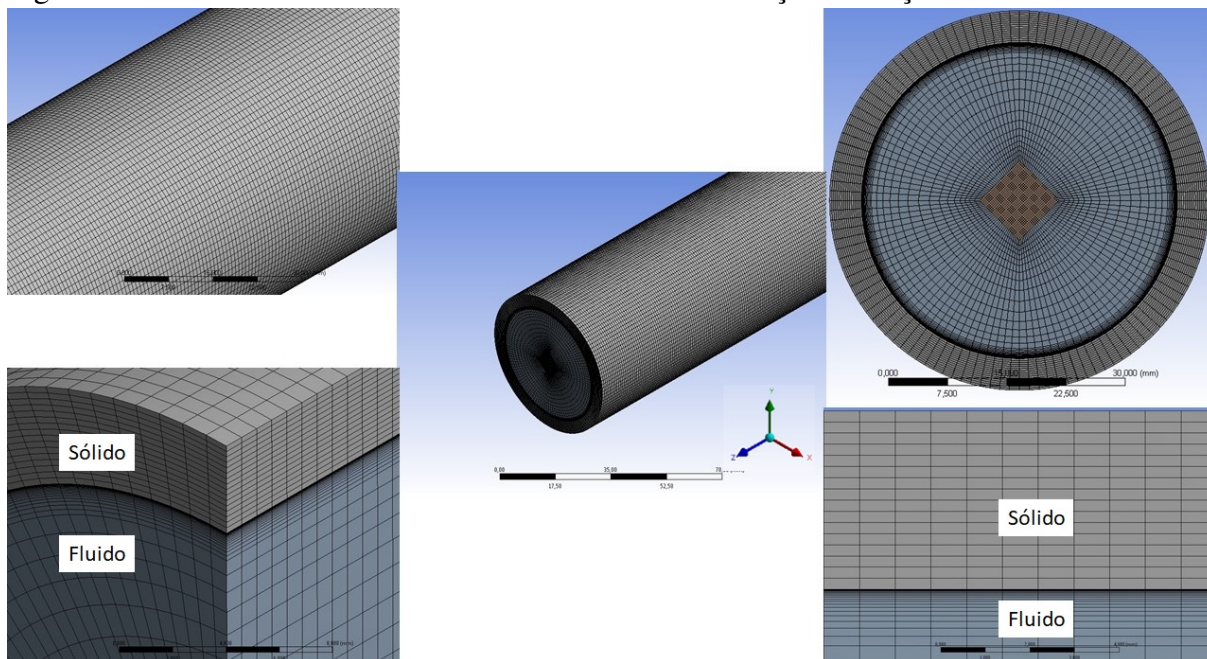
Seguem resultados obtidos nas simulações numéricas utilizando software *Ansys Fluent* com licença acadêmica adquirida pelo LPTS. Depois das configurações cada simulação levou em média seis horas para finalizar e fazer o pós-processamento.

##### 4.3.1 Geometria e Avaliação da malha

A Figura 50 mostra detalhes da malha hexaédrica utilizada nas simulações da soldagem do tubo AISI 304L. Nota-se que foram inseridas camadas mais refinadas na região da interface tubo/fluido para melhorar a solução do escoamento próximo a camada limite. Além disso, para obter melhores resultados foi necessário que os volumes da região sólida, na camada limite, coincidissem com os volumes da região fluida, a não coincidência desses volumes pode-

riam gerar distorções. A malha final que foi utilizada nas duas etapas das simulações, após as avaliações dos refinamentos, é esta aqui apresentada.

Figura 50 – Detalhes da malha hexaédrica utilizada na simulação com aço inoxidável AISI 304L.



Conforme explicado anteriormente, dois parâmetros podem ser utilizados para avaliação da qualidade da malha: razão de aspecto e "*skewness*". Seguem os resultados dessa avaliação.

A Figura 51 mostra os valores de razão de aspecto da malha utilizada. Nota-se que a maioria dos elementos estão em valores menores ou igual a 12, o qual é uma faixa de valores de boa qualidade e pode produzir bons resultados.

Na Figura 52 se observam os valores obtidos de *Skewness*. Também se percebe que a maioria dos volumes estão com valores menores que 0,50, dentro de uma faixa de qualidade apropriada para simular e obter bons resultados.

A Tabela 13 resume a avaliação da qualidade da malha utilizada na simulação numérica da soldagem em operação do tubo de aço de aço inoxidável AISI 304L. Percebe-se que nos dois critérios de avaliação de qualidade da malha a maior porcentagem dos elementos estão na faixa de boa para excelente.

Figura 51 – Razão de aspecto da malha utilizada na simulação com aço 304L.

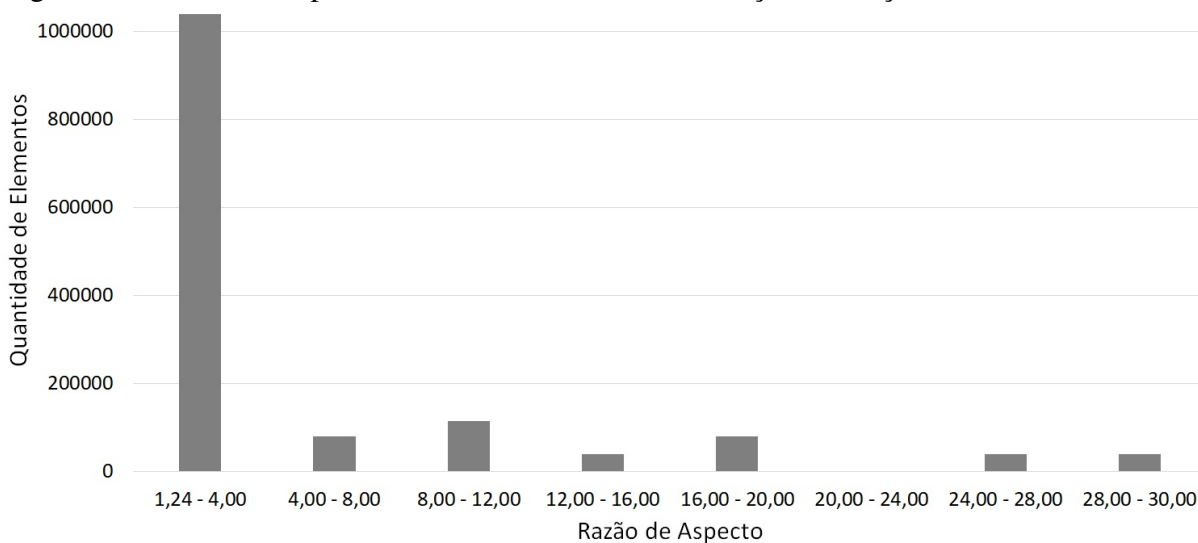
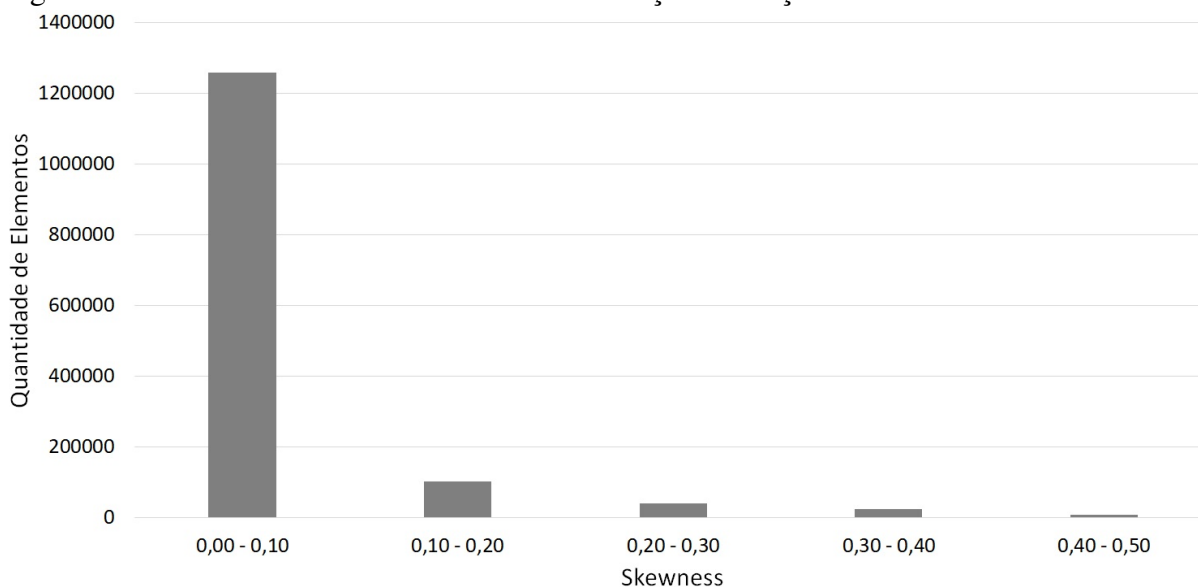
Figura 52 – *Skewness* da malha utilizada na simulação com aço 304L.

Tabela 13 – Avaliação de critérios de qualidade da malha da simulação da soldagem do aço AISI 304L

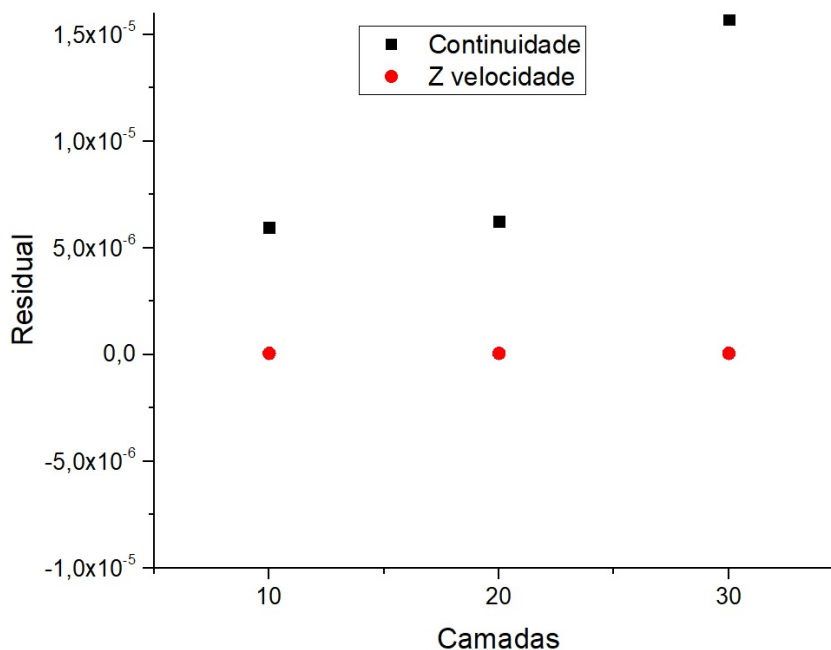
Razão de Aspecto	Quantidade de Elementos	% dos Elementos	Skewness	Quantidade de Elementos	% dos Elementos
1,24 - 3,99	1040000	72,42	0,00 - 0,09	1258000	87,73
4,00 - 7,99	80000	5,57	0,10 - 0,19	104000	7,25
8,00 - 11,99	116000	8,08	0,20 - 0,29	40000	2,79
12,00 - 15,99	40000	2,79	0,30 - 0,39	24000	1,67
16,00 - 19,00	80000	5,57	0,40 - 0,50	8000	0,56
20,00 - 23,99	0	0,00			
24,00 - 27,99	40000	2,79			
28,00 - 30,00	40000	2,79			

### 4.3.2 Resultados da simulação do escoamento - Regime Permanente

Conforme explicado anteriormente a simulação numérica foi dividida em duas etapas: regime permanente (escoamento) e regime transiente (soldagem). Na fase de regime permanente os melhores valores residuais alcançados foram na faixa de grandeza de  $10^{-06}$  para a continuidade e para a velocidade em Z (direção do escoamento) na faixa de  $10^{-08}$ . A continuidade e velocidade em Z foram utilizados como parâmetros pois são os que mais influenciam no caso do escoamento estudado neste trabalho.

Conforme explicado na seção 3.4.4 um dos fatores que podem influenciar nos resultados é a quantidade de camadas de *inflation*. A Figura 53 mostra um teste de convergência para 3 quantidades de camadas: 10, 20 e 30. Foi realizado um teste com valores maiores que 30, mas o simulador acusou um problema de escoamento reverso o que não condiz com a realidade. Observa-se que o residual para a continuidade para 30 camadas aumenta. Nota-se, também, que 10 e 20 camadas produz um residual sem grande diferença por isso foi escolhido trabalhar com *inflation* com 10 camadas.

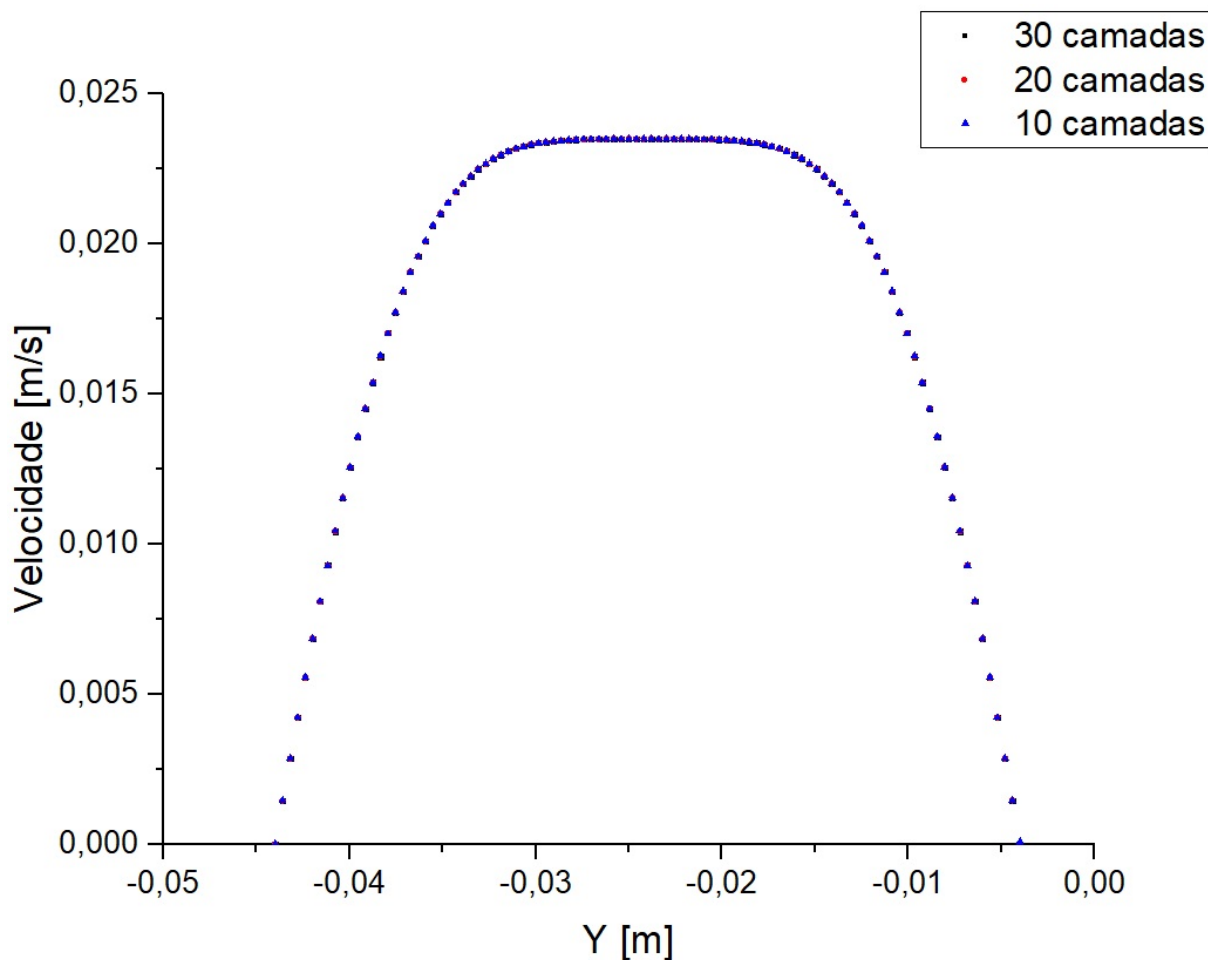
Figura 53 – Teste de Convergência em função do número de camadas de *Inflation*.



Ainda sobre a avaliação na quantidade de camadas foi inserida uma linha com vários pontos no meio do comprimento do tubo no sentido radial e calculado o perfil de velocidade nestes pontos ao longo da linha. Os resultados para esse teste são mostrados na Figura 54. Percebe-se que o perfil de velocidade não tem alterações com a variação da quantidade de

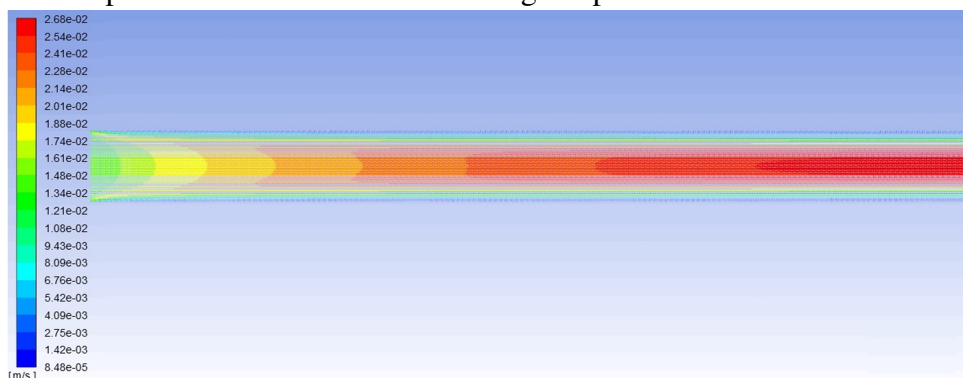
camadas, inclusive nas velocidades próximas a superfície interna do tubo. Utilizando a Equação 2.7 para o cálculo do comprimento de entrada do escoamento em regime laminar, obtém-se  $L_{el} = 1,2m$ , o que indica que nesta localização, o perfil de velocidade ainda não se desenvolveu completamente, o que confirma o formato do perfil de velocidade obtido na simulação, mostrado na Figura 54.

Figura 54 – Perfil de velocidade em função do número de camadas.



A Figura 55 mostra o campo de velocidade do escoamento obtido com a solução numérica. A faixa de velocidade resultante ficou entre  $8,48 \times 10^{-05}$  -  $2,68 \times 10^{-02}$  m/s coerente com o esperado. Utilizando a Equação 2.5 para calcular a faixa do número de Reynolds, resulta em valores entre 3,37 e 1067, dentro da faixa de escoamento em regime laminar, conforme era pretendido.

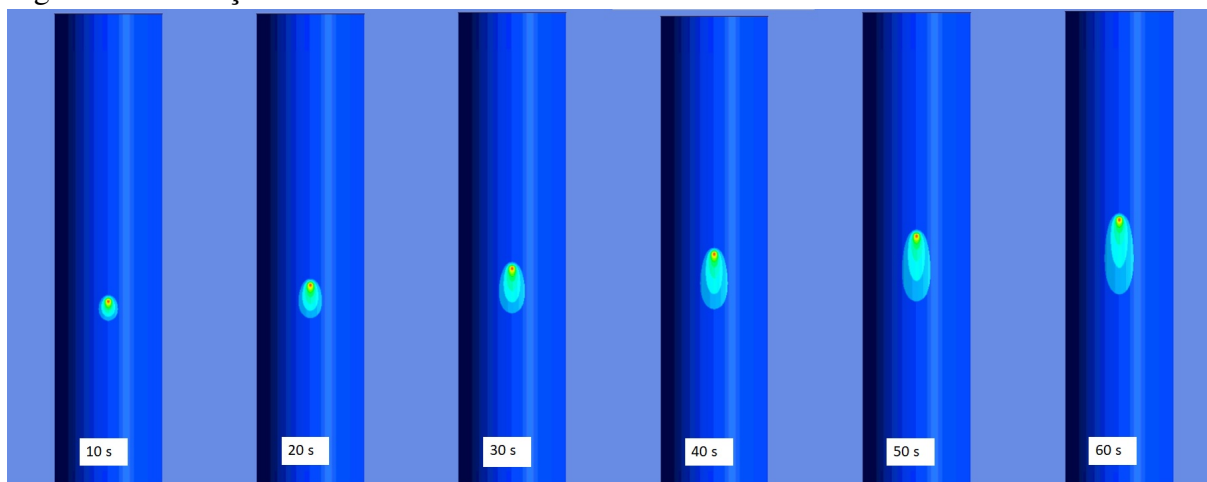
Figura 55 – Campo velocidade escoamento em regime permanente



### 4.3.3 Resultados da simulação da soldagem - Regime Transiente

A Figura 56 mostra um exemplo da movimentação da fonte de calor a cada 10 segundos de simulação, e observa-se como a distribuição de temperatura vai mudando no decorrer do tempo.

Figura 56 – Avanço da Fonte de Calor

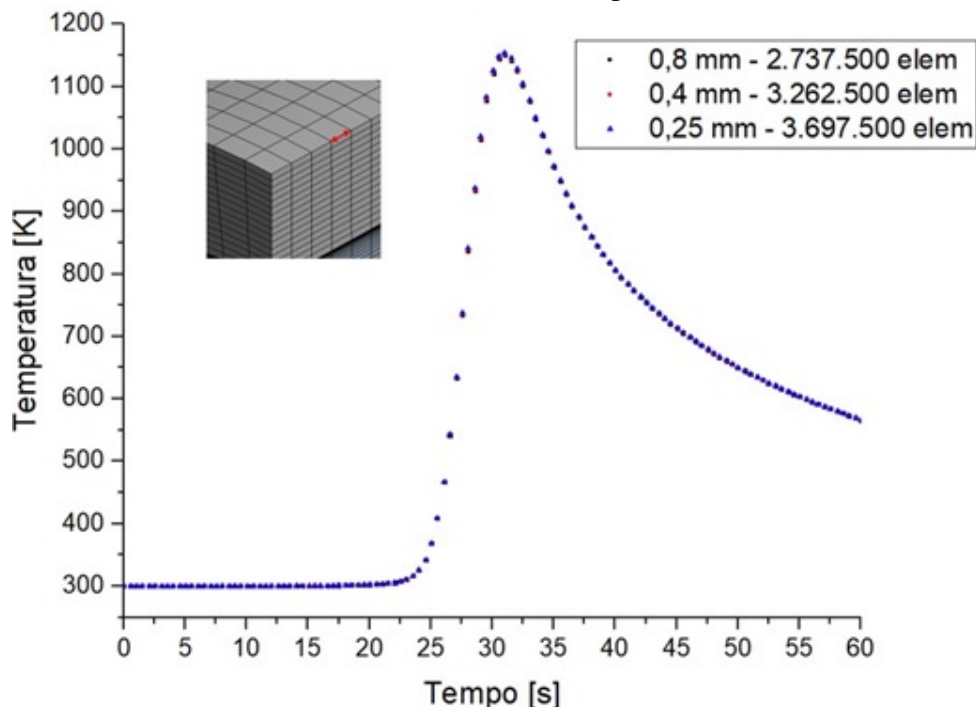


Para avaliação da malha para a segunda etapa da simulação numérica, a de regime transiente (térmico), foram reduzidas as dimensões dos volumes elementares na região da soldagem onde o campo de temperatura tem grandes alterações devido a energia de soldagem. Conforme explicado na seção 3.4.4 foi alterada apenas uma das três (comprimento x largura x altura) dimensões destes elementos por vez. Para essa avaliação os parâmetros geométricos da equação da fonte de calor não foram alterados de acordo com as macrografias, apenas as dimensões dos volumes da malha. Portanto, os resultados de temperatura podem não ser coerentes com o esperado no experimental. A Figura 57 mostra o resultado reduzindo o tamanho



dos elementos ao longo do comprimento do tubo. Nota-se que praticamente não existe diferença nos resultados dos ciclos térmicos com a alteração destas dimensões.

Figura 57 – Teste de Malha alterando elementos do comprimento do tubo.



Outro teste realizado foi a redução do tamanho do volume elementar no sentido da espessura do tubo (altura). Na Figura 58 mostra os resultados das simulações que foram realizadas em quatro tamanhos de elementos: 0,8mm, 0,4mm, 0,25mm e 0,2mm. Observa-se que na redução de 0,8mm para 0,4mm ocorre uma variação significativa nos valores, porém, para maiores reduções não ocorreu grandes variações. Portanto, na malha utilizada nas simulações foi estabelecido o valor de 0,4mm no tamanho do volume no sentido da espessura do tubo.

Ainda avaliando a malha foram reduzidos os elementos na largura, isto feito por aumentar as divisões no perímetro do tubo. A Figura 59 mostra esses resultados. Observa-se que na primeira redução ocorreu uma variação nos valores de temperatura, mas na redução seguinte não produziu variações significativas.

Conforme as avaliações de malha na fase transiente (térmica), a malha utilizada teve os elementos com as seguintes dimensões: comprimento 0,4 mm x largura 5,0 mm x altura 0,4 mm.



Figura 58 – Teste de Malha alterando elementos da espessura do tubo.

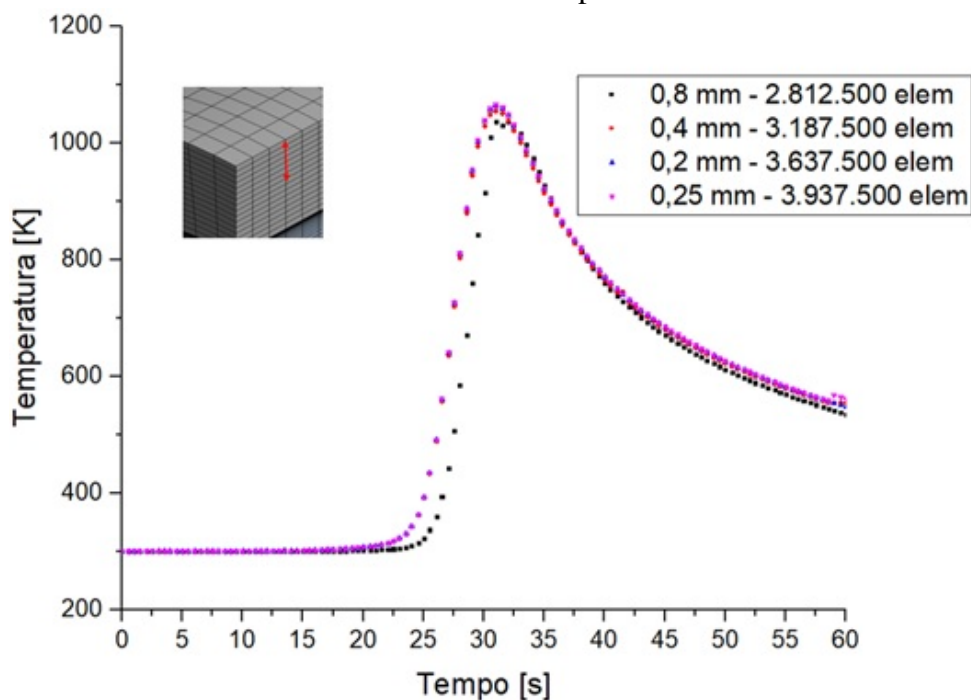
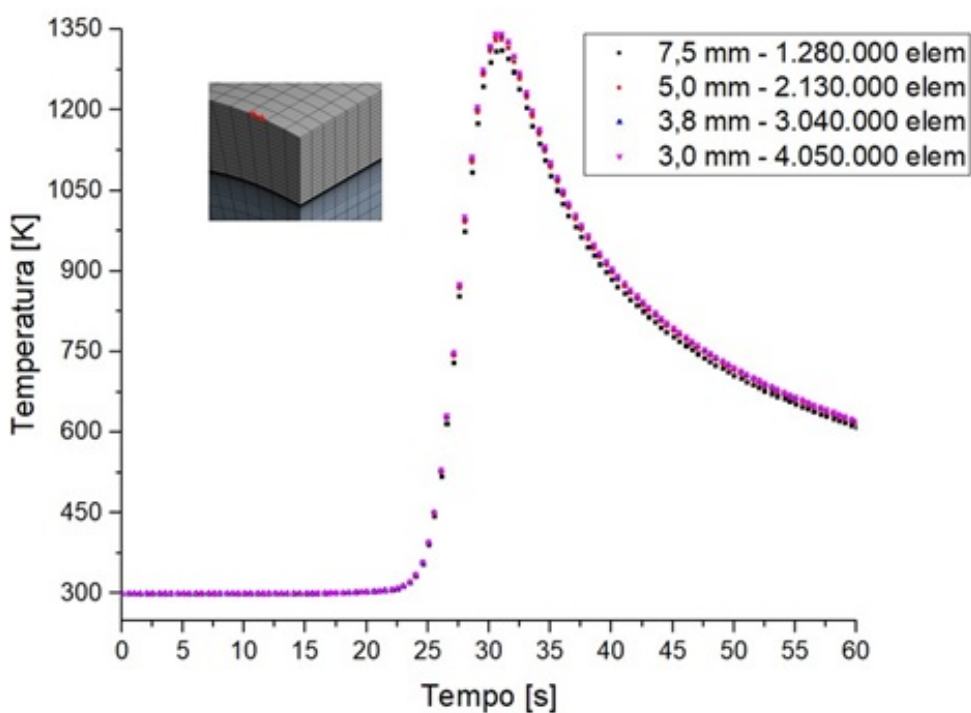


Figura 59 – Teste de Malha alterando elementos das divisões no raio do tubo.



#### 4.4 Comparação Experimental x Simulação - AISI304L

Após as definições das dimensões básicas dos volumes elementares da malha e com os ajustes dos parâmetros geométricos da equação da fonte de calor, de acordo com as medições das zonas de soldagem nas imagens microscópicas, segue a comparação entre os resultados

experimentais e numéricos da soldagem em operação do AISI 304L.

#### 4.4.1 Ciclos térmicos

Com as definições de malhas estabelecidas foram realizadas várias simulações para ajuste dos parâmetros geométrico da fonte analítica. A Figura 60 mostra a comparação dos ciclos térmicos das soldas e o resultado numérico. O erro médio entre as temperaturas ficou em torno de 10%, o que é um valor aceitável para engenharia. Nota-se que a temperatura de pico ficou bem próxima dos valores experimentais conforme mostra a Tabela 14. Na fase de aquecimento as curvas são bem próximas. Na fase de resfriamento os ciclos possuem diferenças maiores, mas, ainda assim, boas aproximações para resultados de engenharia.

Figura 60 – Ciclos Térmicos - Experimental x Numérico - AISI304L.

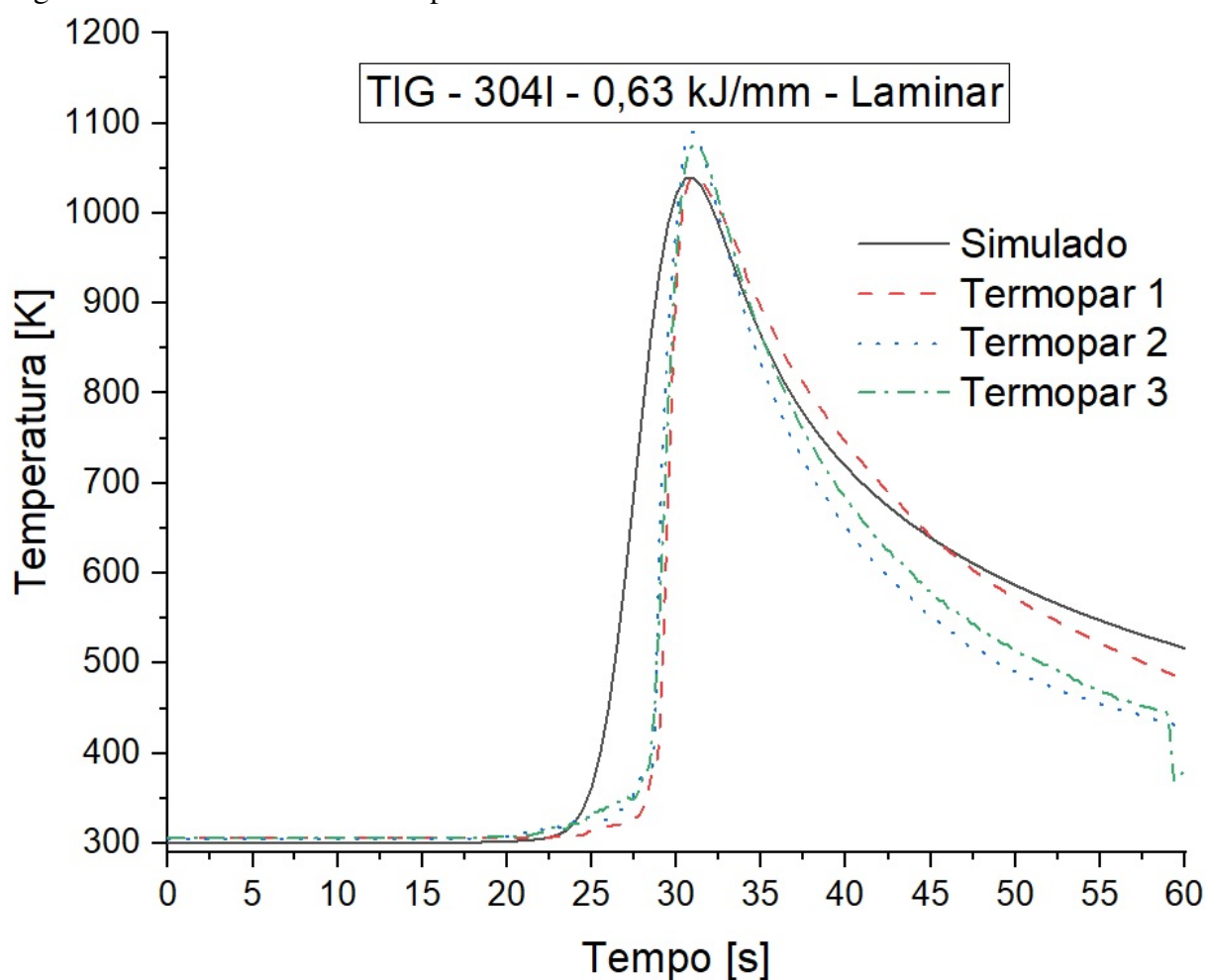
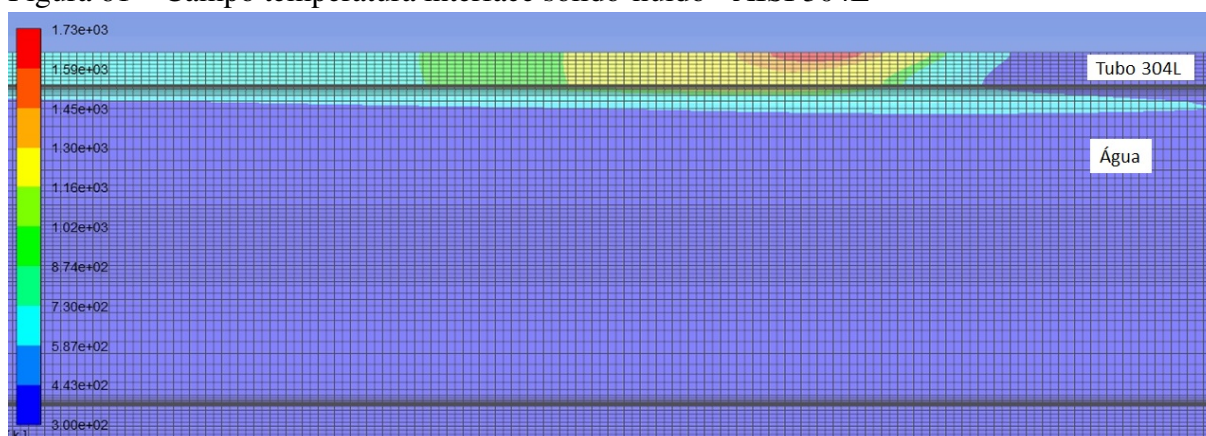


Tabela 14 – Temperaturas de pico das soldagens, *Batelle* e Simulação Numérica - AISI304L.

	<b>Temperatura de Pico [K]</b>
Solda 1	1036,776
Solda 2	1055,048
Solda 3	1064,031
<i>Batelle</i>	1075,150
Simulação Numérica	1039,509

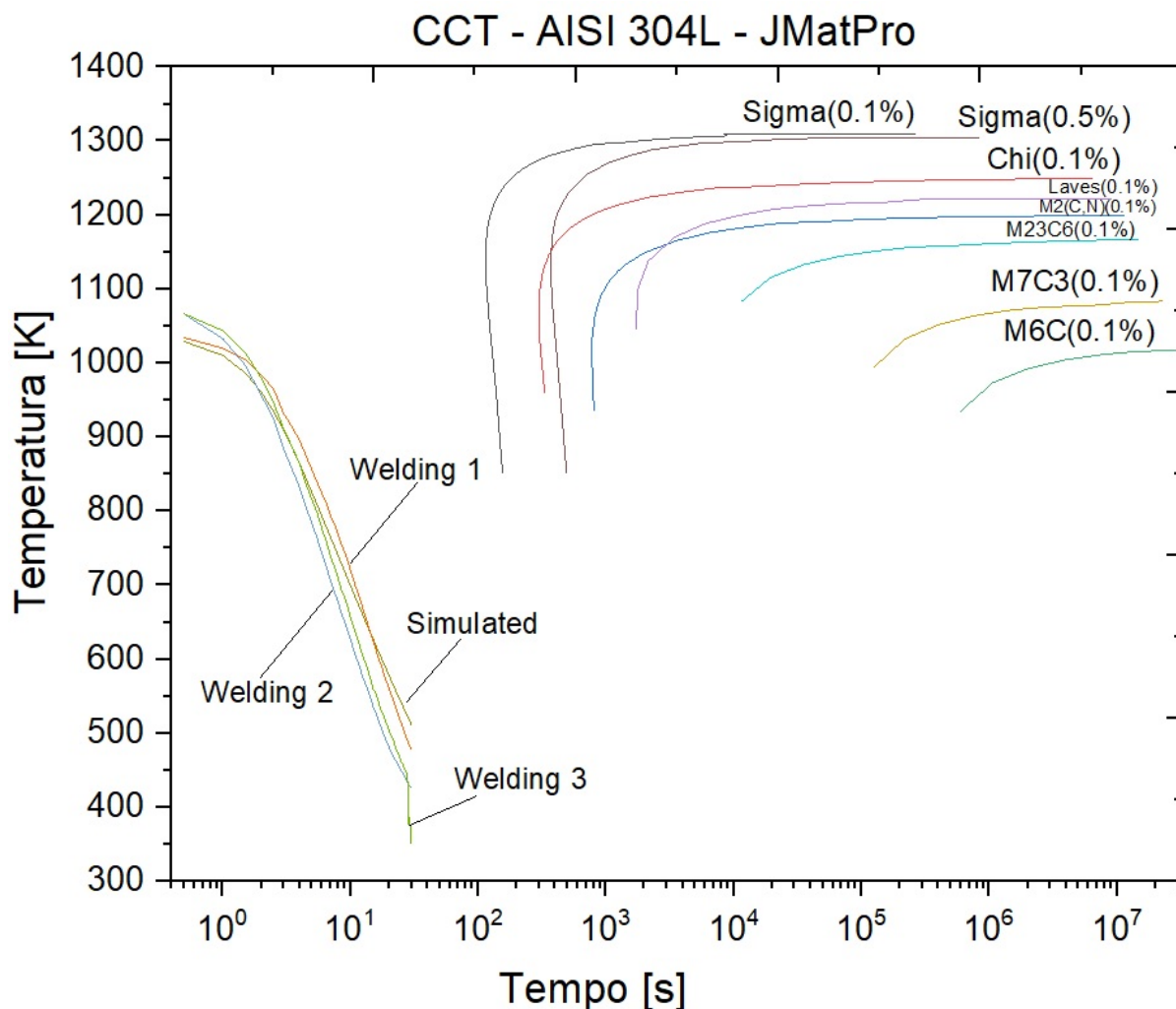
A Figura 61 mostra o campo de temperatura na interface sólido-fluido, este foi obtido quando a fonte estava na metade do tempo da soldagem (30 segundos). Observa-se que a faixa de temperatura ficou dentro do esperado, o campo de temperatura sendo transmitido para o fluido, a temperatura máxima alcançada com a energia de soldagem e o formato da fonte de calor (área de maior temperatura em vermelho) condizente com equação implementada, resultados semelhantes são encontrados em Chaowen L.; Yong (2013) e Hunag (2017).

Figura 61 – Campo temperatura interface sólido-fluido - AISI 304L



Na Figura 62 mostra as curvas de resfriamento experimentais e simulada no CCT do AISI 304L simulado pelo JMatPro. Nota-se que no caso simulado, também, a curva de resfriamento não cruza as curvas das possíveis fases, indicando que o modelo numérico fez uma previsão correta. Percebe-se, também, que a curva de resfriamento simulada está bem próxima das curvas experimentais.

Figura 62 – CCT AISI 304L - JMatPro - Experimental x Simulado



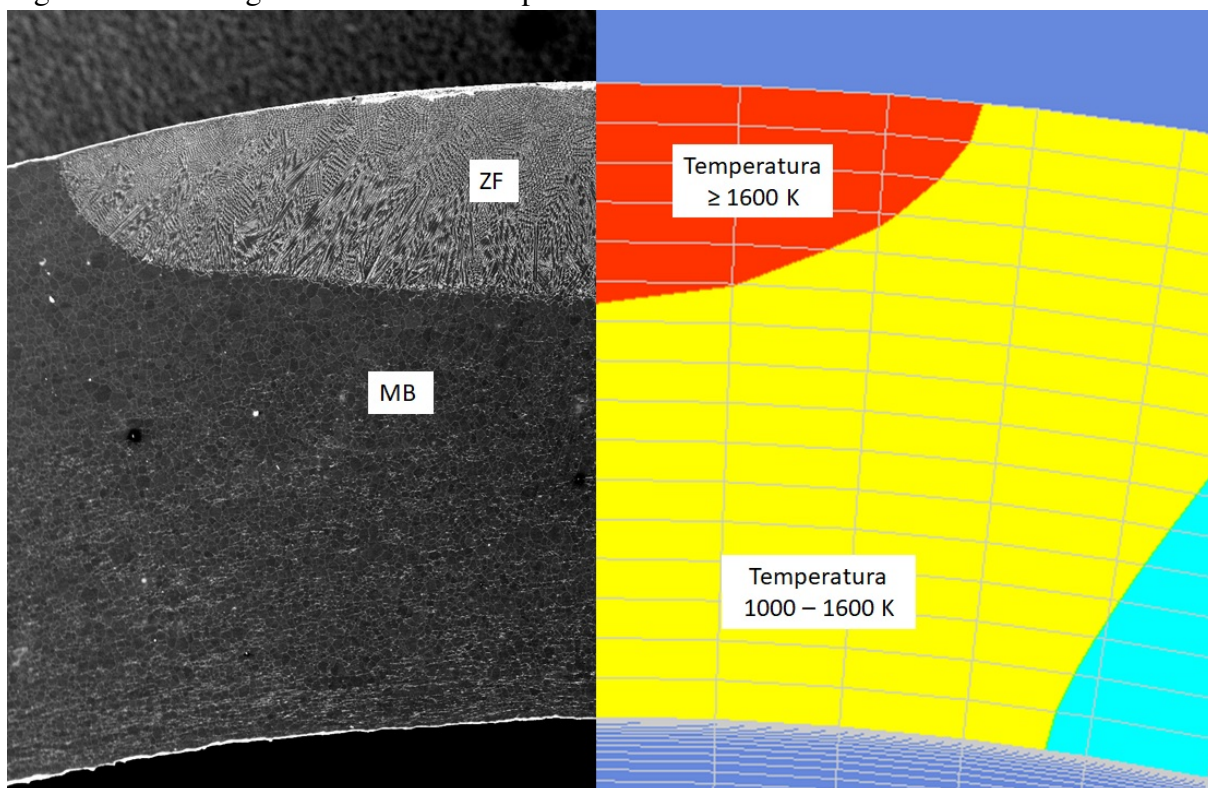
#### 4.4.2 Comparações das extensões das zonas de soldagem

A comparação das zonas obtidas nas avaliações macrografia com os campos de temperatura obtidos numericamente é mostrada na Figura 63. Estes resultados foram obtidos estabelecendo as temperaturas em faixas importantes como a temperatura de fusão do material ( $\approx 1600K$ ), esta temperatura está de acordo com as propriedades em função da temperatura obtidas em Kim (1975). Na comparação percebe-se que a penetração tem uma diferença bem pequena, cerca de 1,43 mm na simulação numérica e 1,32 (+8,33%) mm nos resultados experimentais, este é um resultado importante pois ele influencia diretamente no risco de perfuração e, por consequência, na segurança. A respeito da largura da zona fundida nota-se uma diferença maior do que na penetração, mas também com boa aproximação para previsões, largura simulada igual 4,89 mm (35%) e largura experimental 7,69 mm, aproximações parecidas



podem ser encontradas em Liu (2015).

Figura 63 – Macrografia x Perfil de Temperatura - AISI 304L.

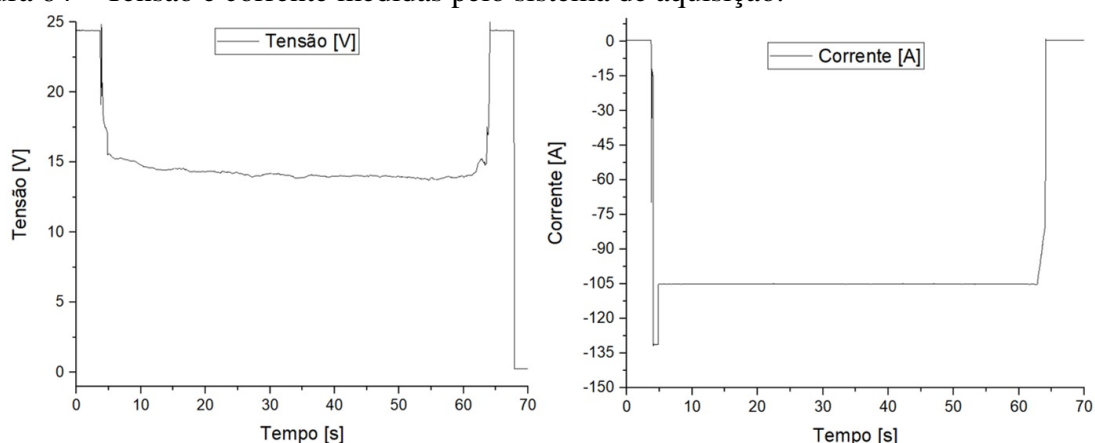


#### 4.5 Resultados Experimentais - Soldagem Autógena TIG de tubo de aço inoxidável AISI 321 em regime turbulento

Assim como nas soldagens anteriores, após a montagem da bancada foram realizadas várias soldagens no tubo de aço inoxidável AISI 321 para a obtenção de dados de temperatura, vazão, corrente e tensão objetivando obter resultados para alimentar e validar o modelo numérico. Seguem os resultados obtidos das soldagens.

A aquisição da corrente e tensão de soldagem foi realizada pela fonte de soldagem e pelo sistema de aquisição. A Figura 64 mostra apenas o resultado da aquisição e percebe-se que a tensão ficou com valor médio igual a 15V e corrente igual a 105A. Esses valores são importantes pois serão usados como dados de entrada na fonte de calor, utilizada na simulação numérica.

Figura 64 – Tensão e corrente medidas pelo sistema de aquisição.



A Figura 65 mostra os ciclos térmicos obtidos no termopar da superfície interna devidamente posicionado durante as soldagens TIG autógena do aço inoxidável AISI 321 com os parâmetros e as configurações definidas anteriormente. Observa-se que os três ciclos obtidos estão com valores próximos e, também, a repetibilidade do resultado. Além disso, percebe-se que a temperatura de pico dos três ciclos ficou na faixa 430,15 - 435,95 K, com diferença máxima de aproximadamente 3%. A Tabela 15 apresenta as temperaturas de pico.

Figura 65 – Ciclos Térmicos Soldagens AISI 321.

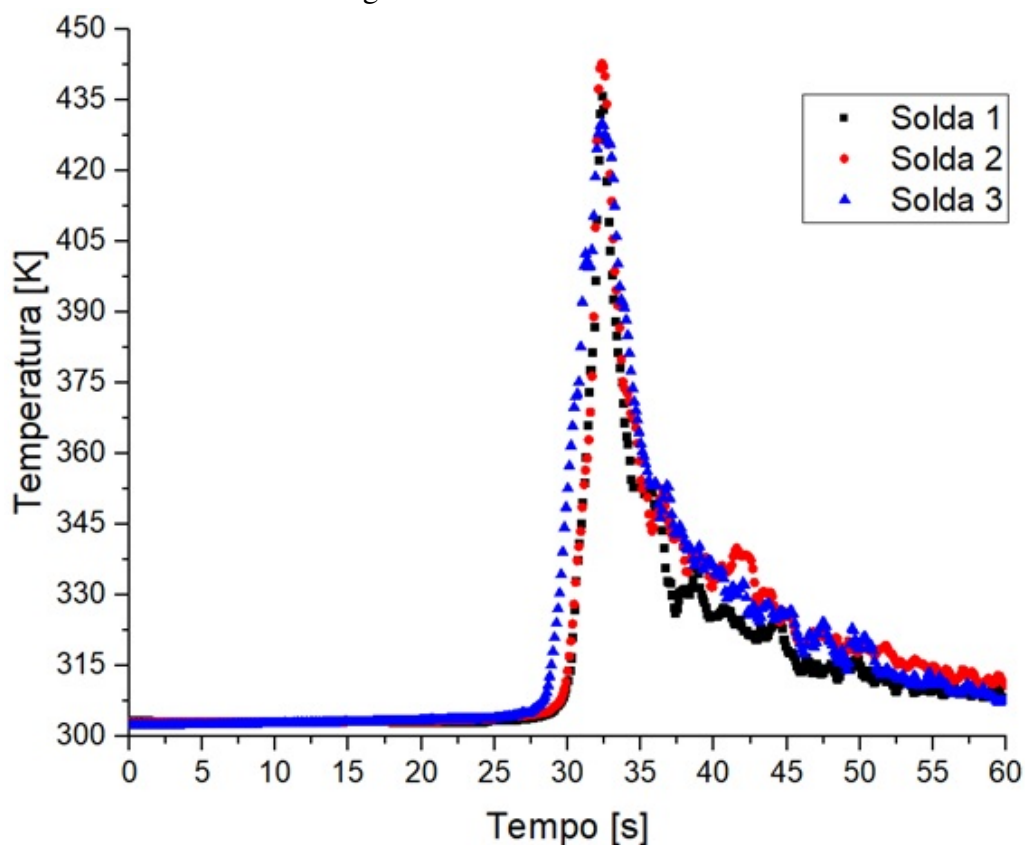


Tabela 15 – Temperaturas de pico das soldagens - AISI 321.

	Temperatura de pico [K]
Solda 1	435,95
Solda 2	442,75
Solda 3	430,15

Da análise metalográfica realizada no material, apresentada na Figura 66, pode-se constatar que a microestrutura do metal base do aço inoxidável AISI 321 consiste em grãos poligonais de matriz austenítica junto com finos precipitados (MANKARI K.; ACHARYYA, 2018). Analisando o CCT do AISI 321 com as curvas de resfriamento do ponto da superfície interna onde os termopares fizeram a aquisição do ciclos térmicos, conforme a Figura 67, percebe-se que as temperaturas máximas das soldagens não alcançam níveis que possam causar transformações metalúrgicas relevantes, resultados semelhantes foram obtidos por Nakhodchi (2015).

Figura 66 – Metal base AISI321 - 200x

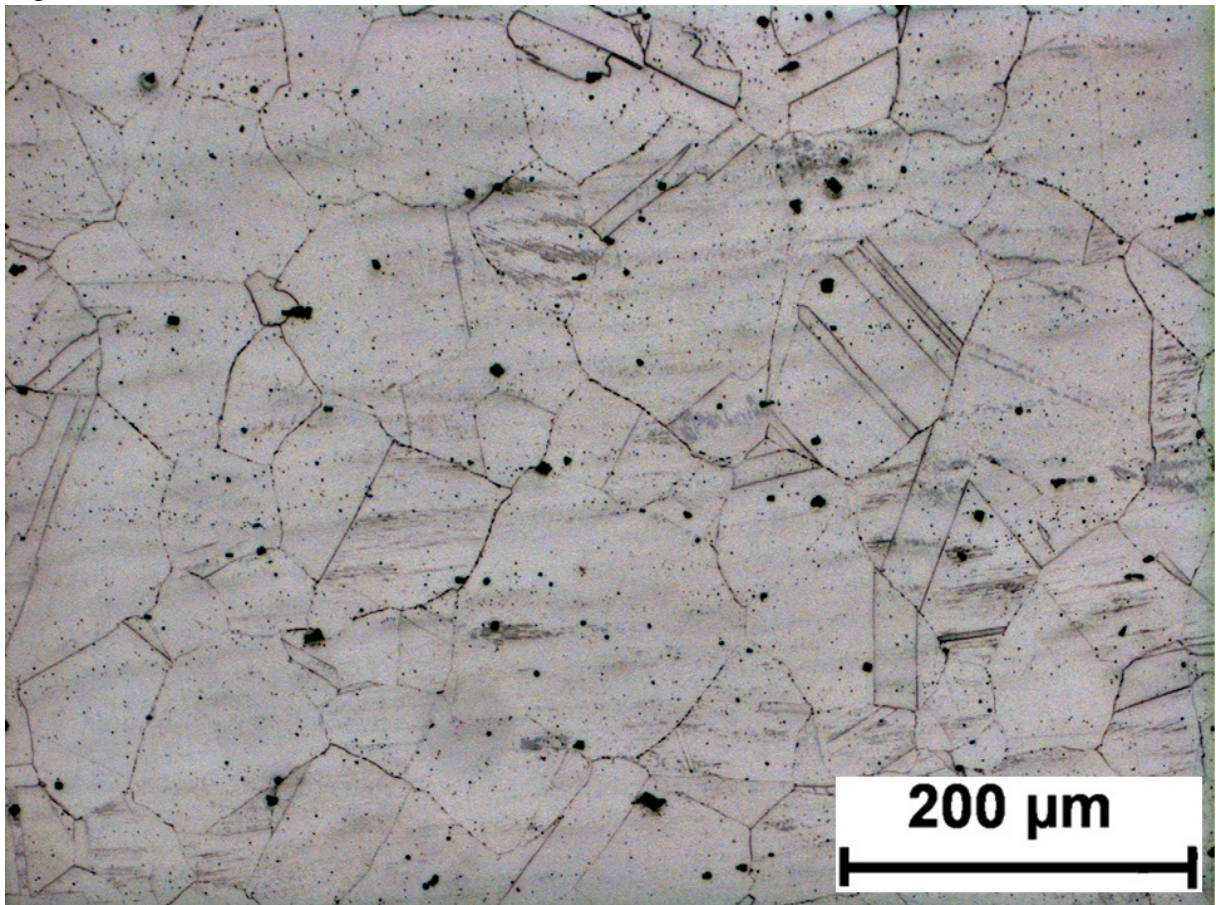
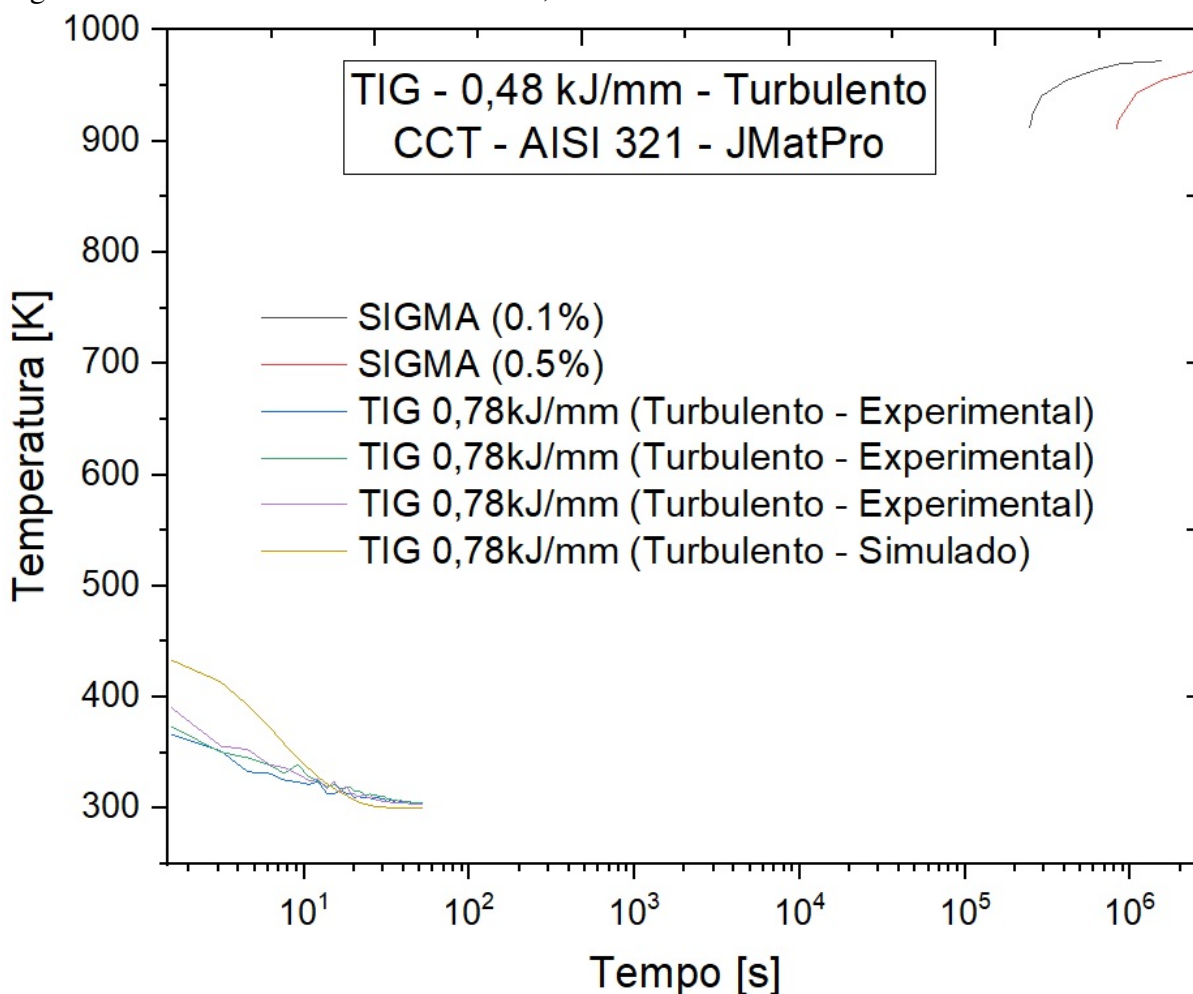




Figura 67 – CCT - AISI 321 - JMatPro - 0,48 kJ/mm - Turbulento



As Figuras 68 a 71 mostram as interfaces ZF e MB. Destas figuras, pode ser observado que a ZF é composta principalmente de dendritas colunares finas de ferrita  $\delta$  em direção a linha de fusão, isso por causa da alta taxa de resfriamento que proporciona uma rápida solidificação. A região branca representa a fase austenita enquanto as linhas pretas mostram a ferrita- $\delta$  com morfologia vermicular (HUSSAIN, 2014). A região próxima ao termopar apresenta as mesmas características das regiões após a interface ZF/ZAC. No ciclo térmico do ponto na superfície interna, onde foi instalado o termopar, o tempo de resfriamento entre a temperatura de pico e a temperatura próxima a ambiente foi menos de 1 minuto.



Figura 68 – Zona Fundida - Soldagem AISI321 - 200x

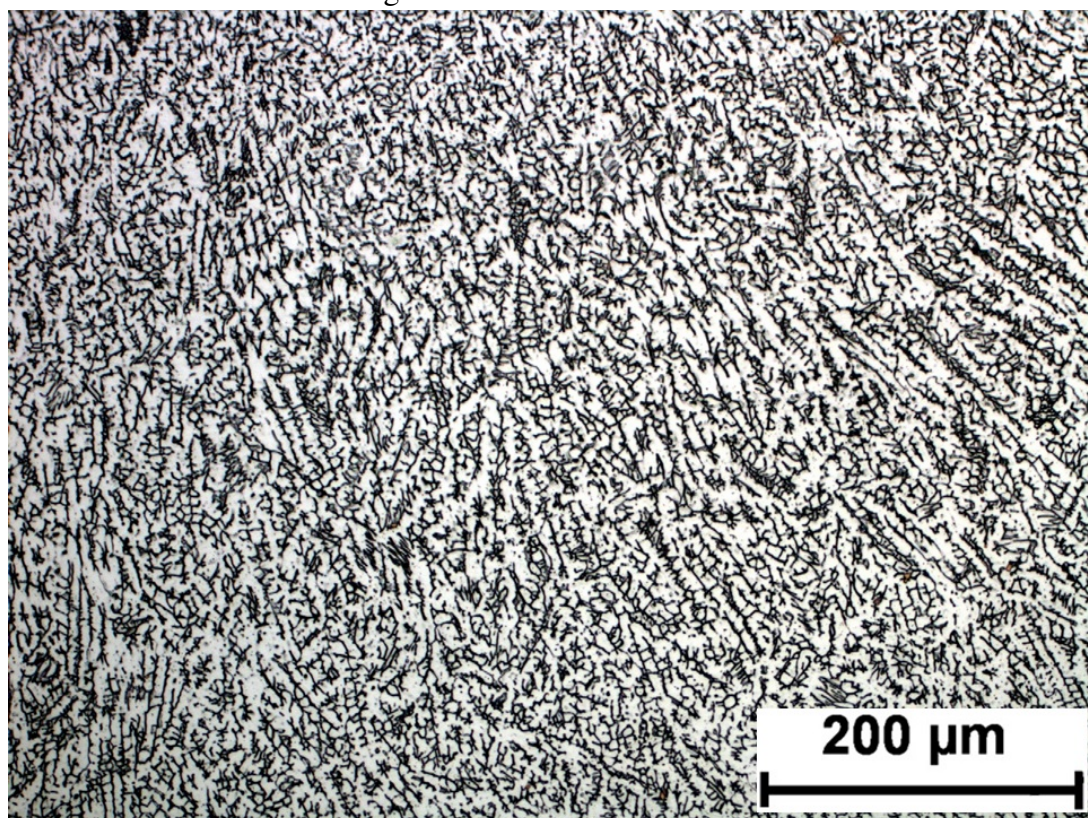


Figura 69 – Interface ZF inferior - Soldagem AISI321 - 200x

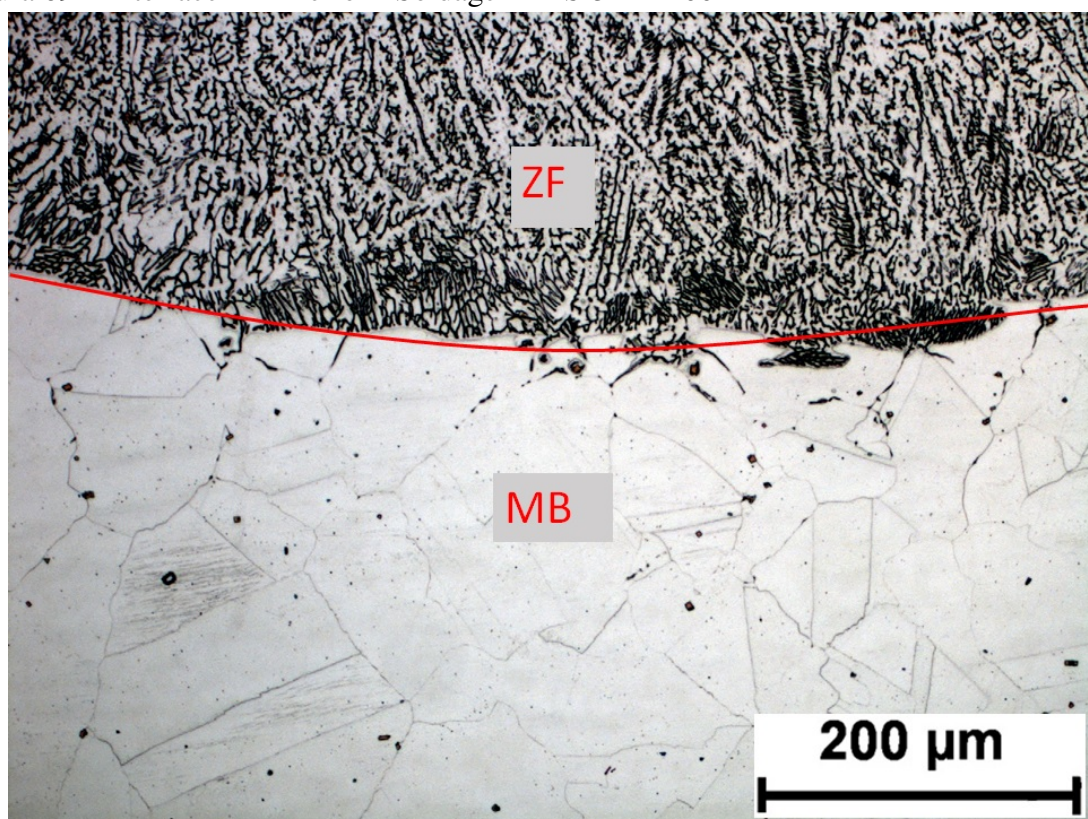




Figura 70 – Interface ZF direita - Soldagem AISI 321 - 200x

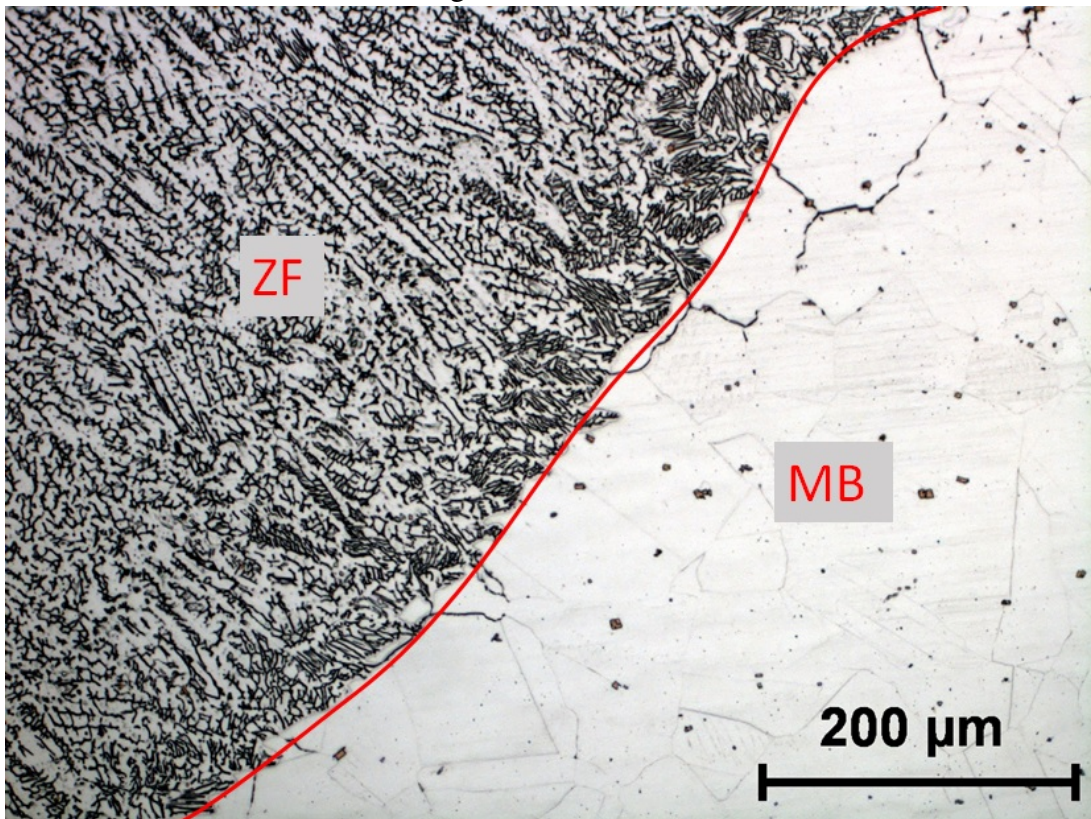
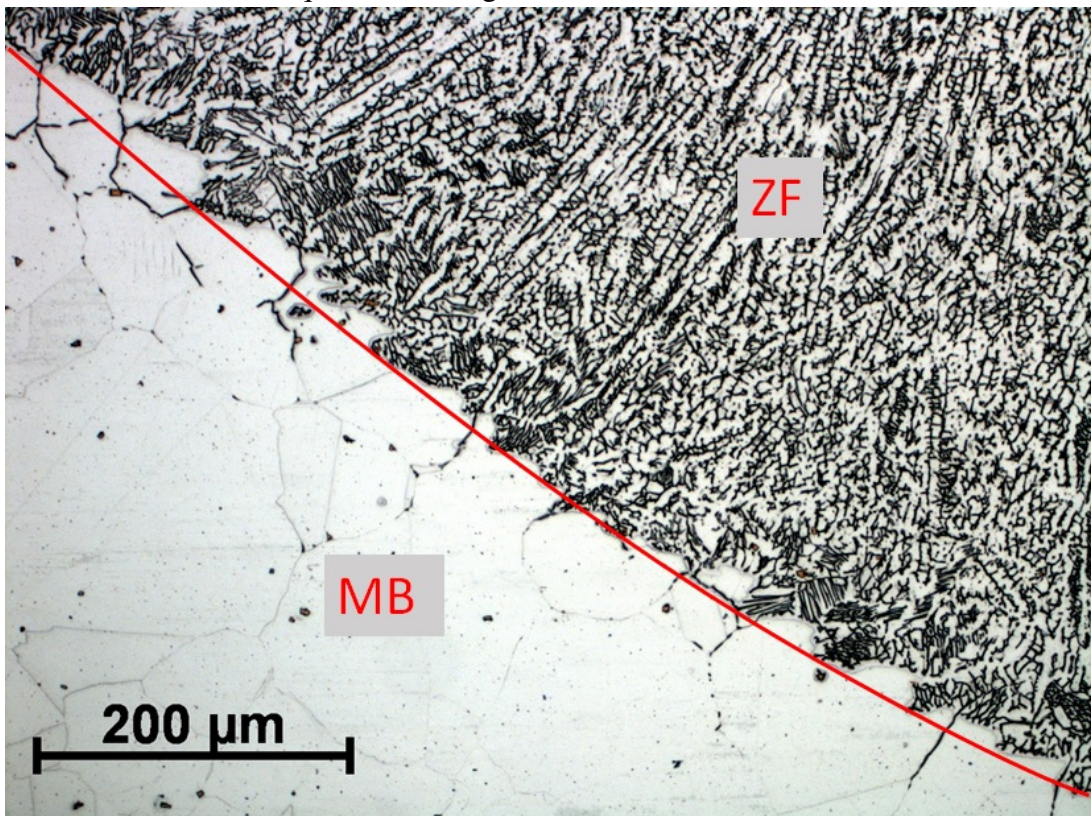


Figura 71 – Interface ZF esquerda - Soldagem AISI 321 - 200x



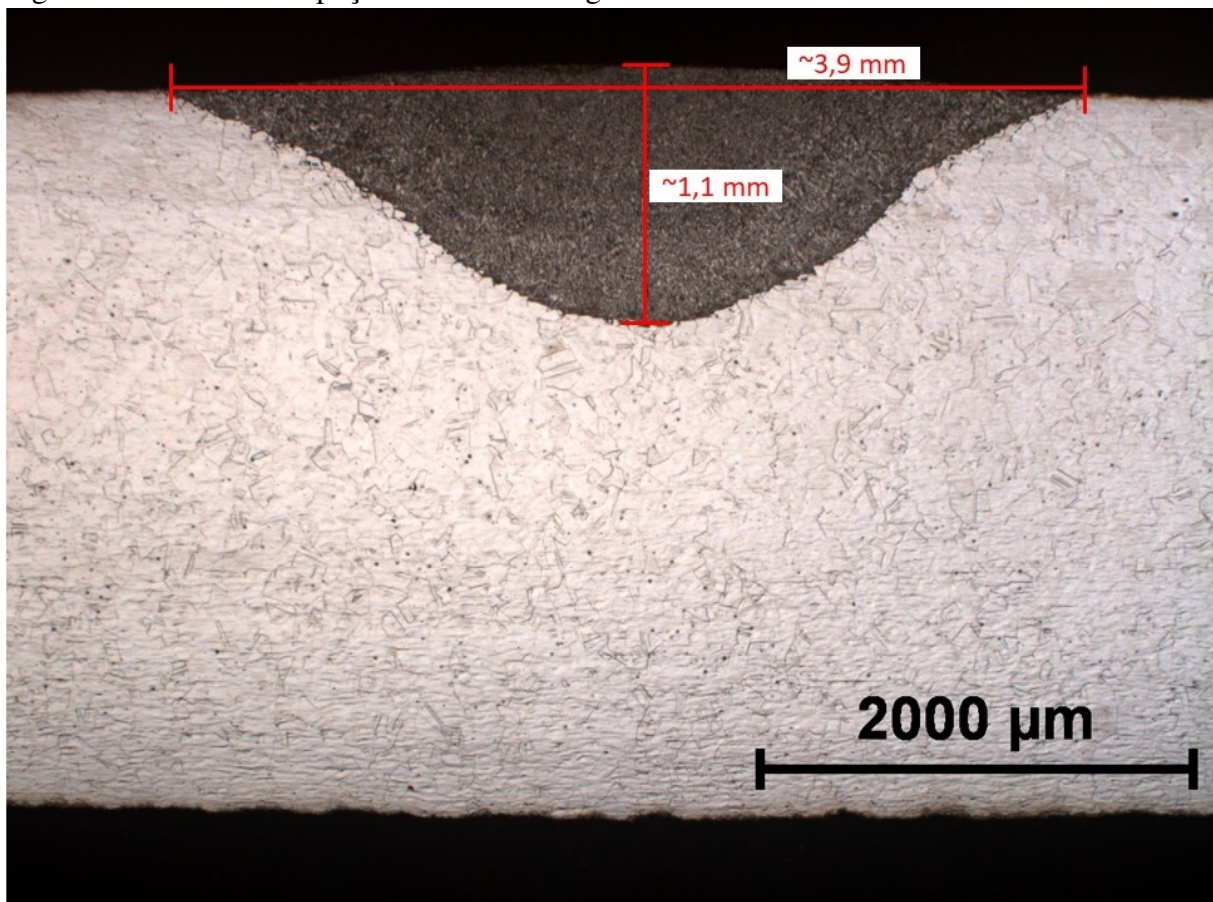


A Figura 72 mostra uma imagem obtida por meio de microscopia mostrando como foram feitas as medidas da zona fundida e os valores das médias das medições. A Tabela 16 mostra o resumo dos resultados obtidos nas três soldagens e as médias destes valores. Esses valores foram importantes para dar entrada nos parâmetros da equação da fonte de calor da simulação numérica.

Tabela 16 – Resumo das medidas da macrografia - AISI 321.

	<b>Largura [mm]</b>	<b>Penetração [mm]</b>
<b>Solda 1</b>	3,83	1,12
<b>Solda 2</b>	3,72	1,11
<b>Solda 3</b>	3,82	1,18
<b>Média</b>	3,79	1,14

Figura 72 – Medidas da poça de fusão - soldagem AISI321



## 4.6 Simulação Numérica - Soldagem TIG de tubo de aço inoxidável AISI 321 - Turbulento

Seguem os resultados obtidos nas simulações numéricas utilizando software *Ansys Fluent*. Depois das configurações cada simulação levou em média vinte e quatro horas para finalizar e fazer o pós-processamento.

### 4.6.1 Geometria e Avaliação da malha

A Figura 73 mostra detalhes da malha hexaédrica utilizada nas simulações da soldagem do AISI 321. Nota-se dois detalhes importantes: i) o refinamento local na região onde a fonte de calor que representa a soldagem passou e ii) acoplamento dos volumes na interface tubo-água para melhorar a correspondência do campo de temperatura.

A Figura 74 mostra os valores da razão de aspecto dos volumes elementares da malha utilizada. Nota-se que a maioria dos elementos possuem valores de razão de aspecto menores a 9,53, o qual é uma faixa de valores de boa qualidade e, assim, trona-se possível produzir resultados confiáveis.

Figura 73 – Detalhes da malha hexaédrica utilizada na simulação com aço inoxidável AISI 321.

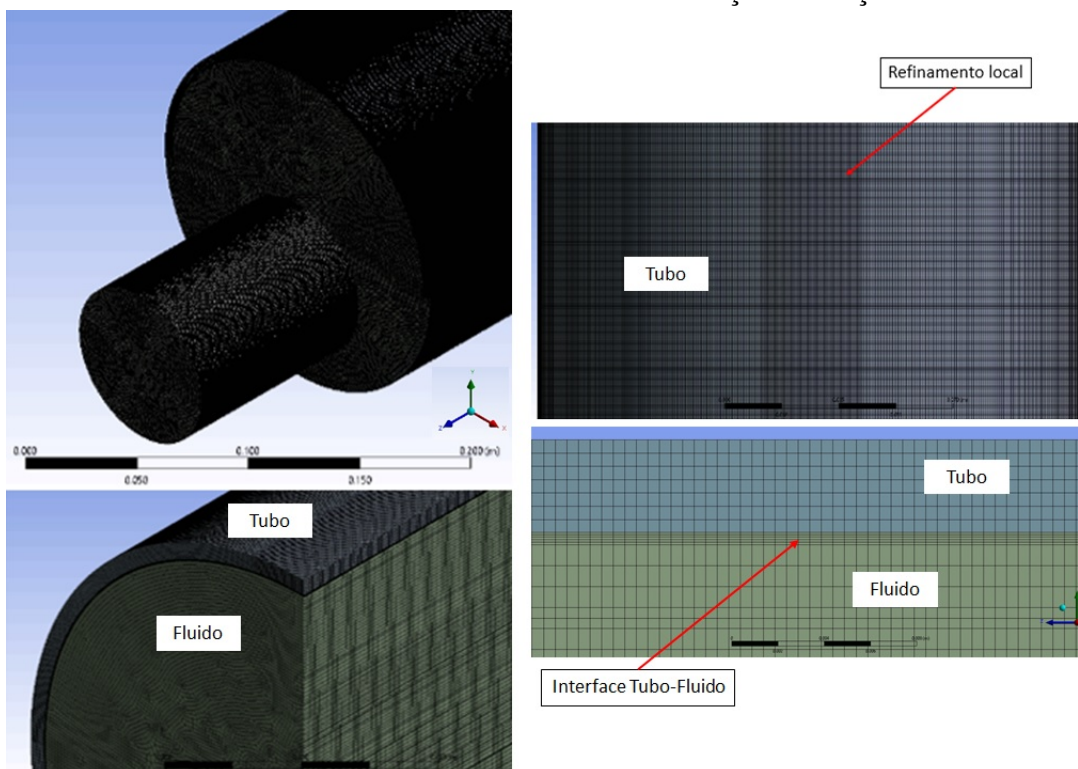
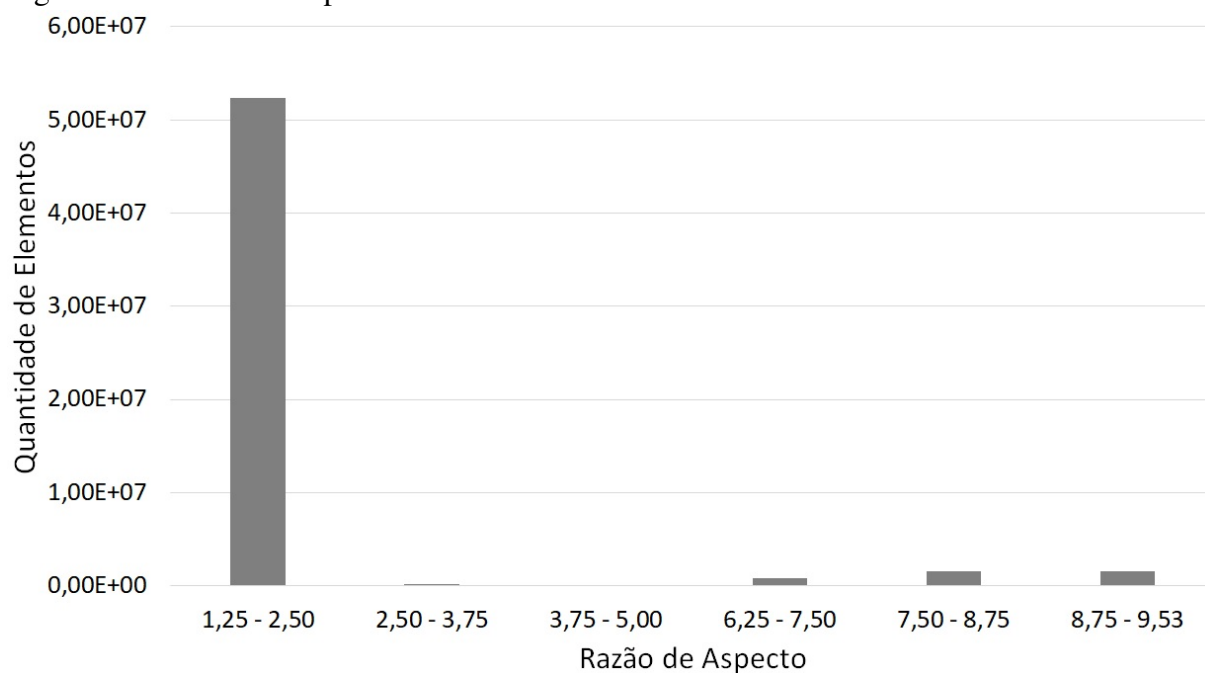
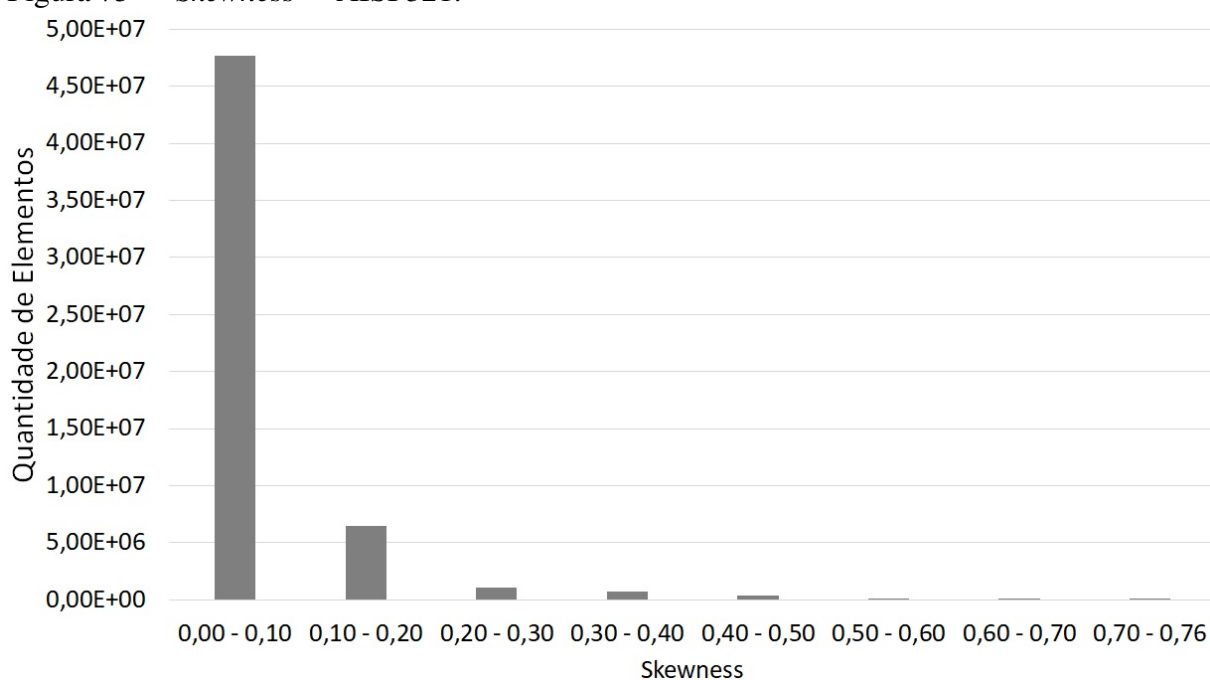


Figura 74 – Razão de Aspecto - AISI 321.



Na Figura 75 observa-se os valores obtidos de "*Skewness*". Também se percebe que a maioria dos volumes estão com valores menores que 0,75, dentro de uma faixa de qualidade apropriada para simular, e possível de obter bons resultados.

Figura 75 – "*Skewness*" - AISI 321.

A Tabela 17 resume a avaliação da qualidade da malha utilizada na simulação

numérica da soldagem em operação do tubo de aço de aço inoxidável AISI 321. Percebe-se que nos dois critérios de avaliação de qualidade da malha a maior porcentagem dos elementos estão na faixa de boa para excelente. O que é um indicativo que a malha pode produzir resultados confiáveis.

Tabela 17 – Avaliação de critérios de qualidade da malha da simulação da soldagem do aço AISI 321

<b>Razão de Aspecto</b>	<b>Quantidade de Elementos</b>	<b>% dos Elementos</b>	<b>Skewness</b>	<b>Quantidade de Elementos</b>	<b>% dos Elementos</b>
1,25 - 2,50	5,24E+07	92,65	0,00 - 0,10	4,77E+07	84,44
2,50 - 3,75	2,23E+05	0,40	0,10 - 0,20	6,49E+06	11,49
3,75 - 5,00	2,80E+03	0,0050	0,20 - 0,30	1,07E+06	1,89
6,25 - 7,50	7,84E+5	1,39	0,30 - 0,40	6,99E+05	1,24
7,50 - 8,75	1,57E+06	2,78	0,40 - 0,50	4,07E+05	0,72
8,75 - 9,53	1,57E+06	2,78	0,50 - 0,60	8,58E+04	0,15
			0,60 - 0,70	2,04E+04	0,04
			0,70 - 0,76	1,54E+04	0,03

#### **4.6.2 Resultados da simulação do escoamento - Regime Permanente**

Na fase de regime permanente os menores valores residuais alcançados na faixa de grandeza de  $10^{-06}$  para a continuidade e para a velocidade em Z (direção do escoamento) também na faixa de  $10^{-08}$ . A continuidade e a velocidade em Z foram utilizadas como parâmetros pois são os que mais influenciam no escoamento estudado. As faixas de grandeza alcançadas nos residuais são considerados suficientes para resultados confiáveis.

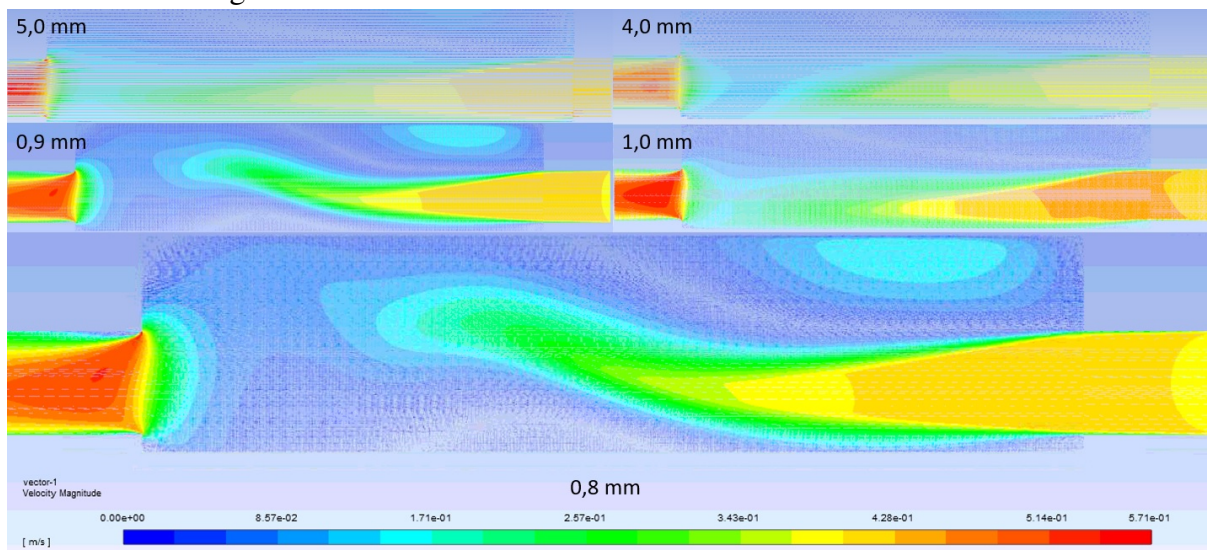
Antes da comparação entre os resultados experimentais com os resultados numéricos foi realizado um estudo para garantir que a malha não iria interferir nos resultados. Para tanto, foram realizadas simulações com o intuito de avaliar essa eventual interferência, dentre as quais os efeitos da variação nas dimensões dos volumes elementares da malha, próximo a soldagem. As malhas foram refinadas nas regiões onde os maiores gradientes de temperatura (região próxima da soldagem) e velocidades (próximo a parede interna do tubo) são esperados.

A avaliação da malha na fase de regime permanente (escoamento) foi realizada por reduzir as dimensões dos volumes elementares (e conseqüente aumento na quantidade de volumes) na região do fluido, e verificar a alteração dos vetores velocidades do escoamento. A Figura 76 mostra os resultados obtidos. As dimensões dos volumes foram reduzidas de 5,0 mm até 0,8 mm. Percebe-se que a disposição dos vetores velocidades se alteram à medida que se reduz as dimensões dos elementos. A partir das dimensões dos elementos iguais a 0,8 mm o perfil



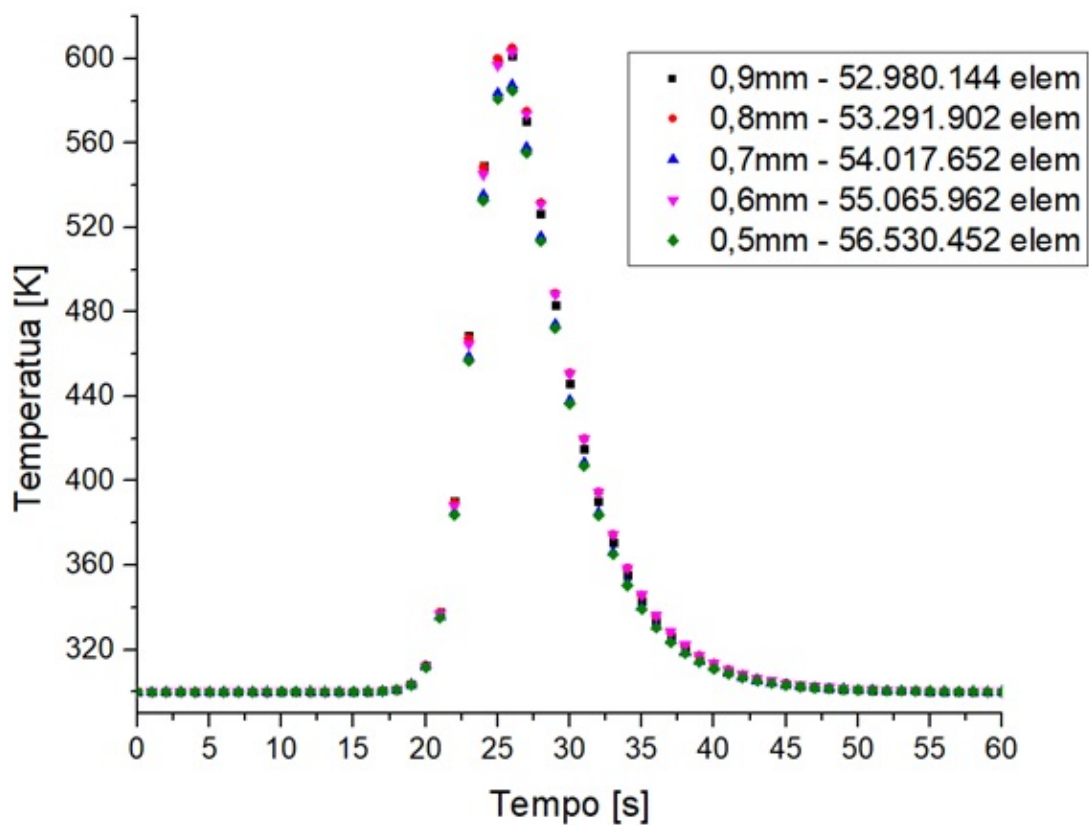
do escoamento formado pelos vetores velocidades estabilizou e não teve alterações significativas.

Figura 76 – Efeito da velocidade na alteração do tamanho do elemento no escoamento durante a soldagem - AISI 321.



#### 4.6.3 Resultados da simulação da soldagem - Regime Transiente

Figura 77 – Resultado do teste de malha do escoamento d'água durante a soldagem AISI 321.



Para a avaliação da influência da malha na distribuição de temperatura, foram gerados ciclos térmicos no ponto correspondente ao termopar fixado na superfície interna, conforme Figura 37. O tempo do ciclo foi a mesma duração da soldagem, 60 segundos, correspondente ao tempo de adição de calor pela movimentação da fonte na simulação numérica. As dimensões dos volumes elementares foram alteradas na região próxima a soldagem. A Figura 77 mostra os resultados dos ciclos térmicos obtidos com estas alterações. Cabe ressaltar que este teste foi efetuado antes do ajuste dos parâmetros da equação da fonte de calor.

Conforme os testes anteriores, a malha utilizada para as simulações numéricas possuiu 56.530.452 elementos. Os volumes elementares próximos a região de soldagem ficaram com as seguintes dimensões: 0,5 mm de comprimento x 0,5 mm de largura x 0,5 mm de altura. Conforme as medidas da poça de fusão obtidas por microscopia da Figura 72, a equação da fonte de calor gaussiana sobre uma elipse foi implementada com os seguintes parâmetros: largura da fonte = 3,9 mm, penetração de 1,1 mm e comprimento = 11,7 mm.

#### **4.7 Comparação Experimental x Simulação - AISI 321**

Após as definições das dimensões básicas dos volumes elementares da malha, baseado na avaliação de malha, e com os ajustes dos parâmetros geométricos da equação da fonte de calor, tendo como base as medições das zonas de soldagem nas imagens microscópicas, segue a comparação entre os resultados experimentais e numéricos da soldagem em operação em AISI 321.

##### **4.7.1 Ciclos térmicos**

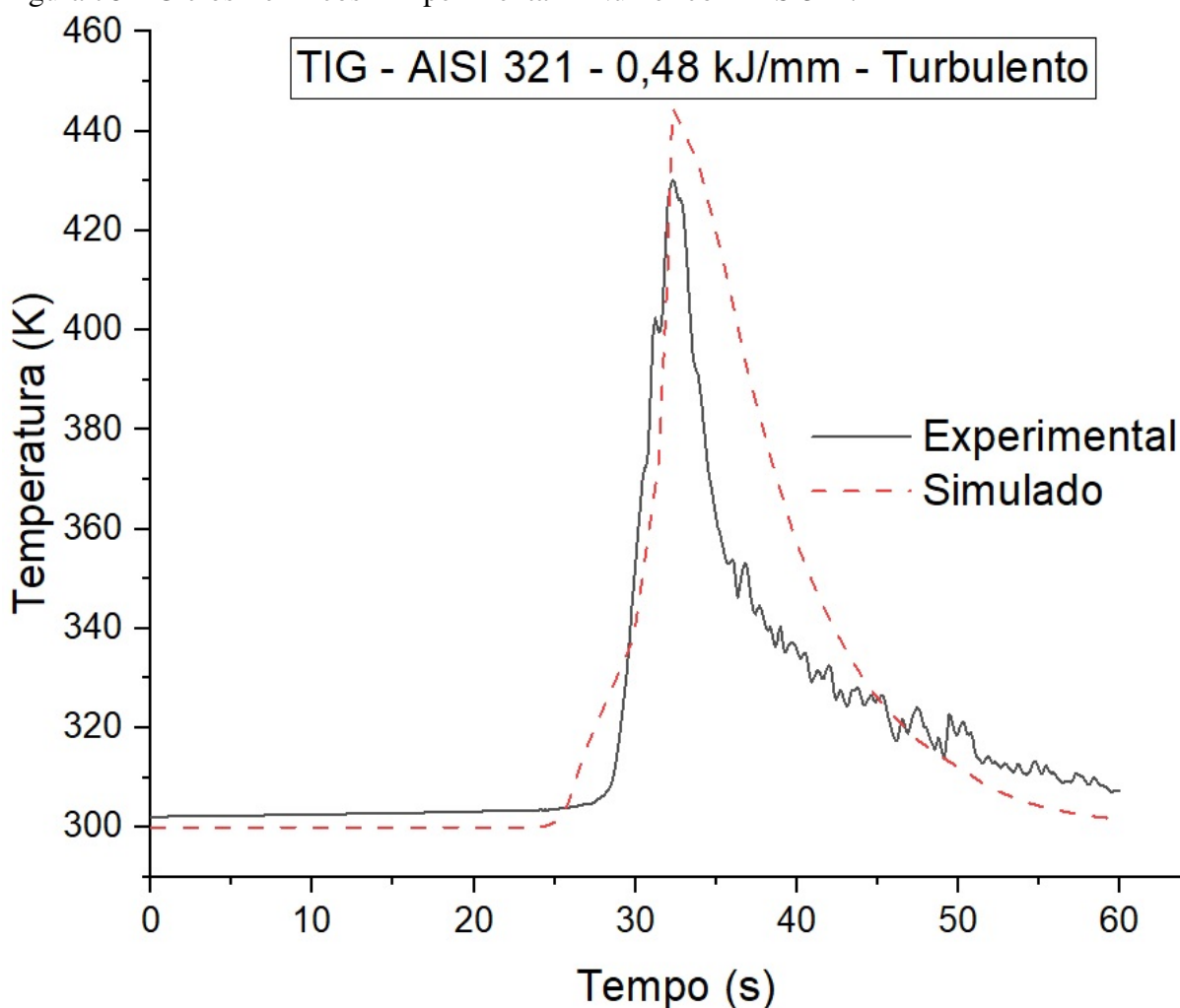
Com as definições de malhas estabelecidas foram realizadas várias simulações para ajuste dos parâmetros geométricos da fonte de calor. A Figura 78 mostra a comparação dos ciclos térmicos das soldas e o ciclo térmico da simulação numérica. O erro máximo entre as temperaturas ficou em 3,3%, o que é um valor muito preciso sob o ponto de vista da engenharia. Nota-se que a temperatura de pico do ciclo térmico simulado ficou bem próximo dos valores experimentais conforme mostra a Tabela 18. Na fase de aquecimento as curvas são bem próximas. Na fase de resfriamento os ciclos possuem diferenças maiores, mas com, ainda assim, boas aproximações para resultados de engenharia.



Tabela 18 – Temperaturas de pico das soldagens e simulação numérica - AISI 321 - Turbulento.

	Temperatura Máxima [K]
<b>Solda Exp. 1</b>	435,95
<b>Solda Exp. 2</b>	442,75
<b>Solda Exp. 3</b>	430,15
<b>Batelle</b>	462
<b>Simulado</b>	444,50 (+0,4%)

Figura 78 – Ciclos Térmicos - Experimental x Numérico - AISI321.

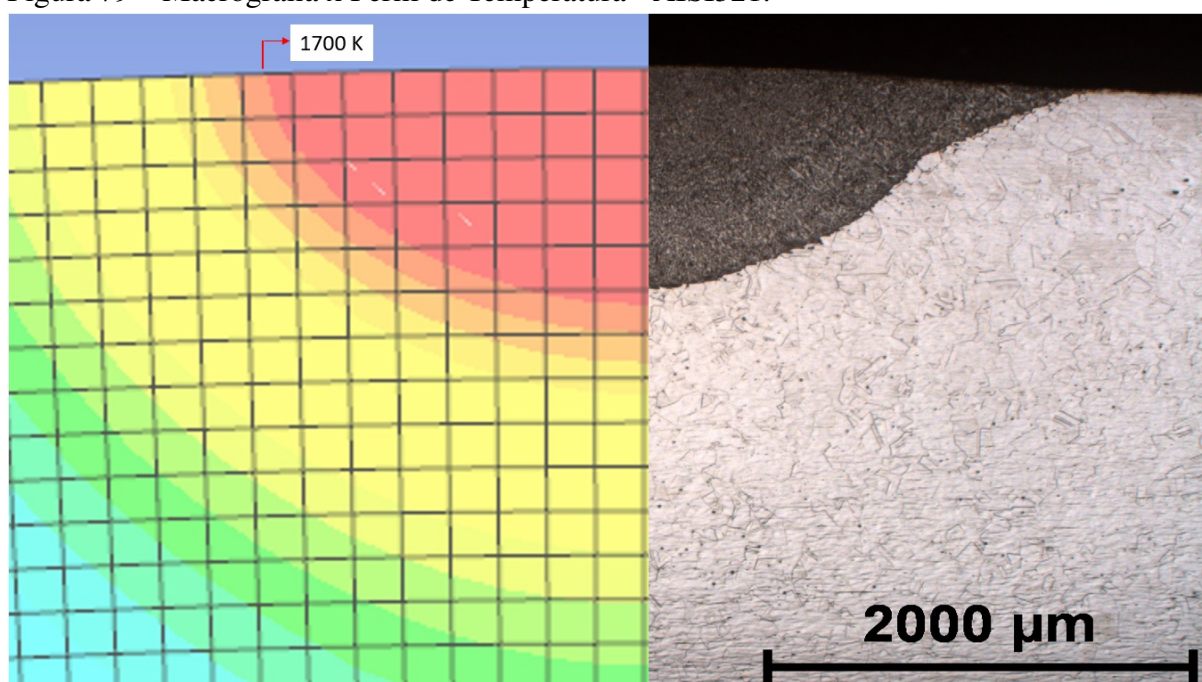


#### 4.7.2 Comparações das extensões das zonas de soldagem

Os resultados de comparação das zonas obtidas na macrografia com os perfis de temperatura, são mostrados nas Figuras 79 e 80. Esses resultados foram obtidos estabelecendo a temperaturas de fusão = 1700K (cor vermelha). Percebe-se que a penetração tem uma diferença

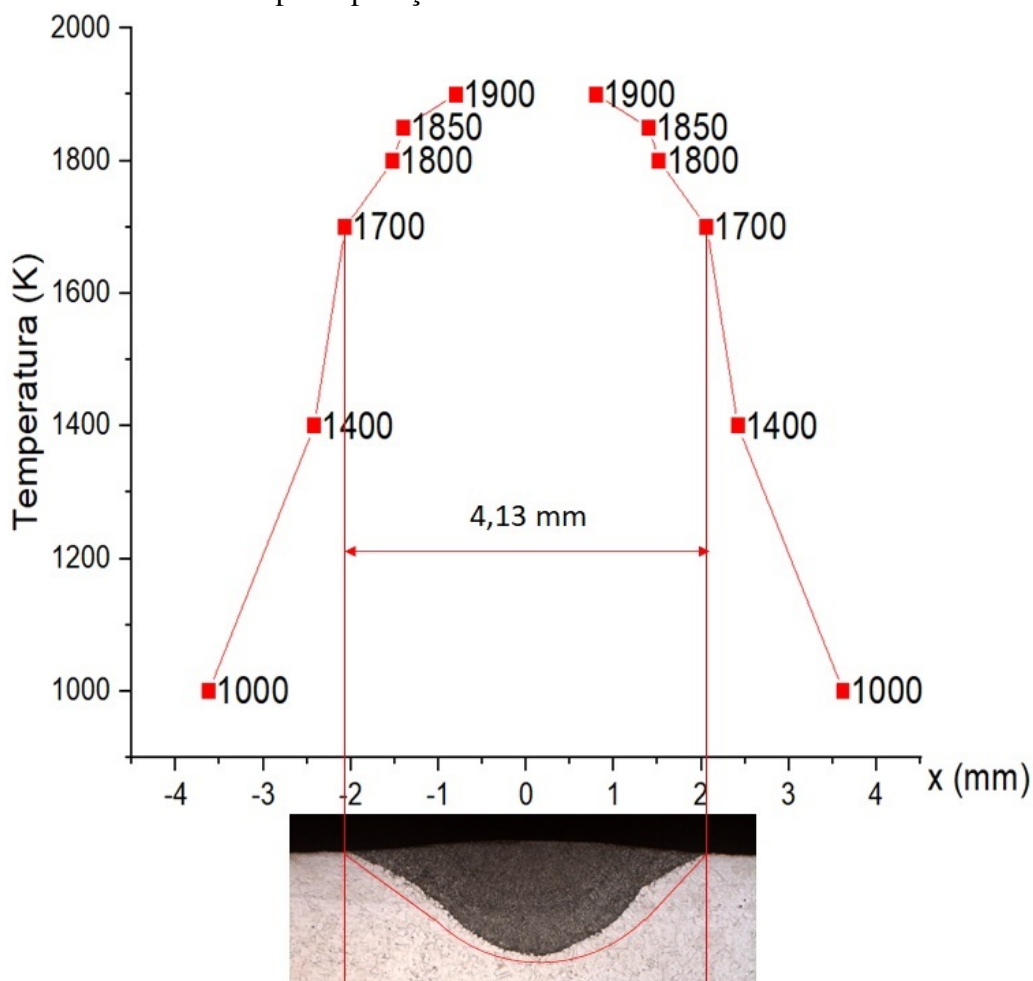
bem pequena 1,1 mm na experimental contra 1,3 mm na simulação, cerca de 18%. Sendo este um resultado importante, pois o critério de avaliação de segurança, conforme normas de soldagem, são as temperaturas máximas alcançadas na superfície interna, as quais influenciam numa possível perda de resistência devido à redução de área resistente, dependendo da pressão do fluido. A respeito da largura da zona fundida simulada, comparada com obtida experimentalmente, nota-se, também, uma boa aproximação, 3,9 mm na experimental contra 4,13 mm na simulação, cerca de (6%), erros de mesma magnitude são encontrados na literatura técnica, como por exemplo Ribic (2008).

Figura 79 – Macrografia x Perfil de Temperatura - AISI321.



Conforme a Figura 80 pode-se prever que uma possível região de precipitação de carbonetos de Cr (700 - 1120 K) fica distante mais de 3 mm do centro da ZF. Levando em conta, também, que para o aparecimento do carboneto de Cr necessitaria de um tempo de permanência nesta faixa de temperatura específica (SILVA, 2001). Levando em consideração que a dissolução dos carbonetos de Ti (TiC) ocorram acima dos 1300 K, é possível haver TiC em regiões bem próximas da linha da ZF (SILVA, 2001).

Figura 80 – Previsão da ZF por repartição térmica - AISI321 - Turbulento.



#### 4.8 Resultados Experimentais - Soldagem TIG de tubo de aço inoxidável AISI 321 com escoamento em regime laminar

Baseado nos parâmetros mostrados na Tabela 5, foi performada a soldagem TIG autógena na bancada experimental para soldagem em operação de forma automática, utilizando um braço robótico para manter a altura de arco e velocidade constante. A Figura 81 mostra a aquisição da corrente e tensão, e os valores médio que foram utilizados como dados de entrada na equação da fonte de calor.

Conforme a Figura 37, através dos termopares foram registradas as temperaturas na superfície interna. A Figura 82 mostra o resultado da aquisição de temperatura dos 3 termopares, percebe-se que somente o Termopar 1 fez o registro adequadamente, a temperatura de pico ( $T_p$ ) experimental (1358,15 K) ficou acima da prevista pelo programa Batelle. Este resultado do termopar 1 foi selecionado para realizar as comparações com os resultados das simulações numéricas.

Figura 81 – Aquisição tensão e corrente - TIG 0,71 kJ/mm - Laminar.

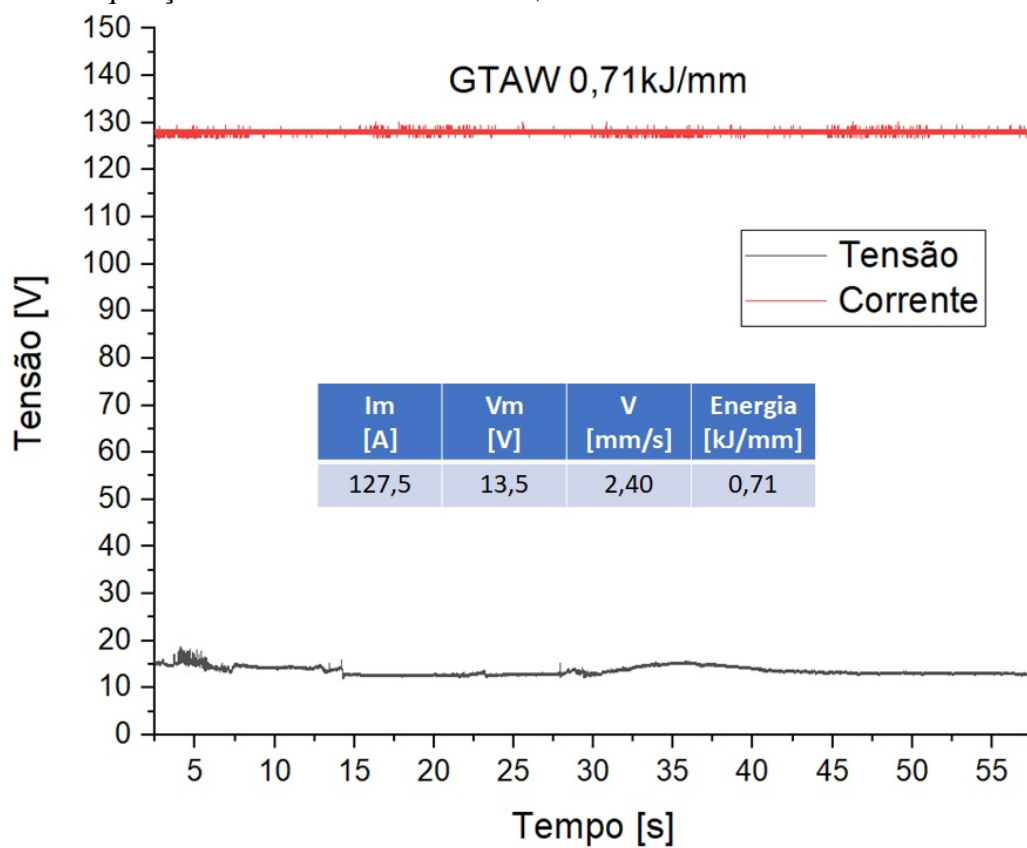
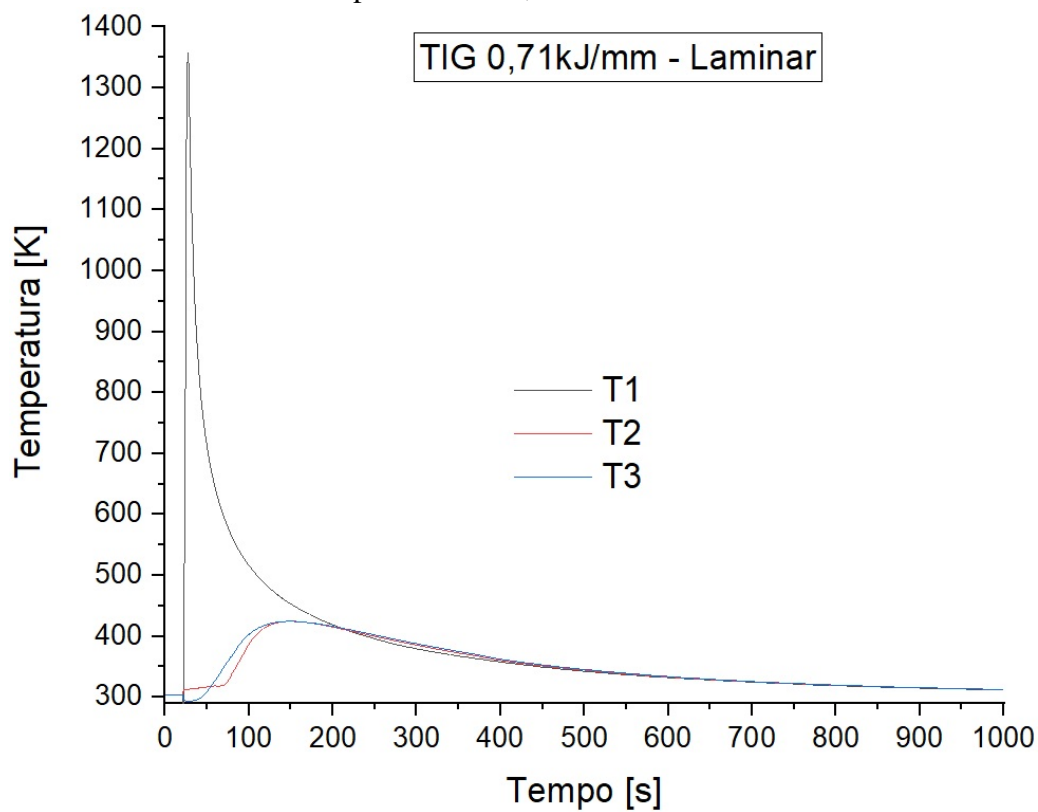


Figura 82 – Ciclo Térmico Termopares - TIG 0,71 kJ/mm - Laminar.

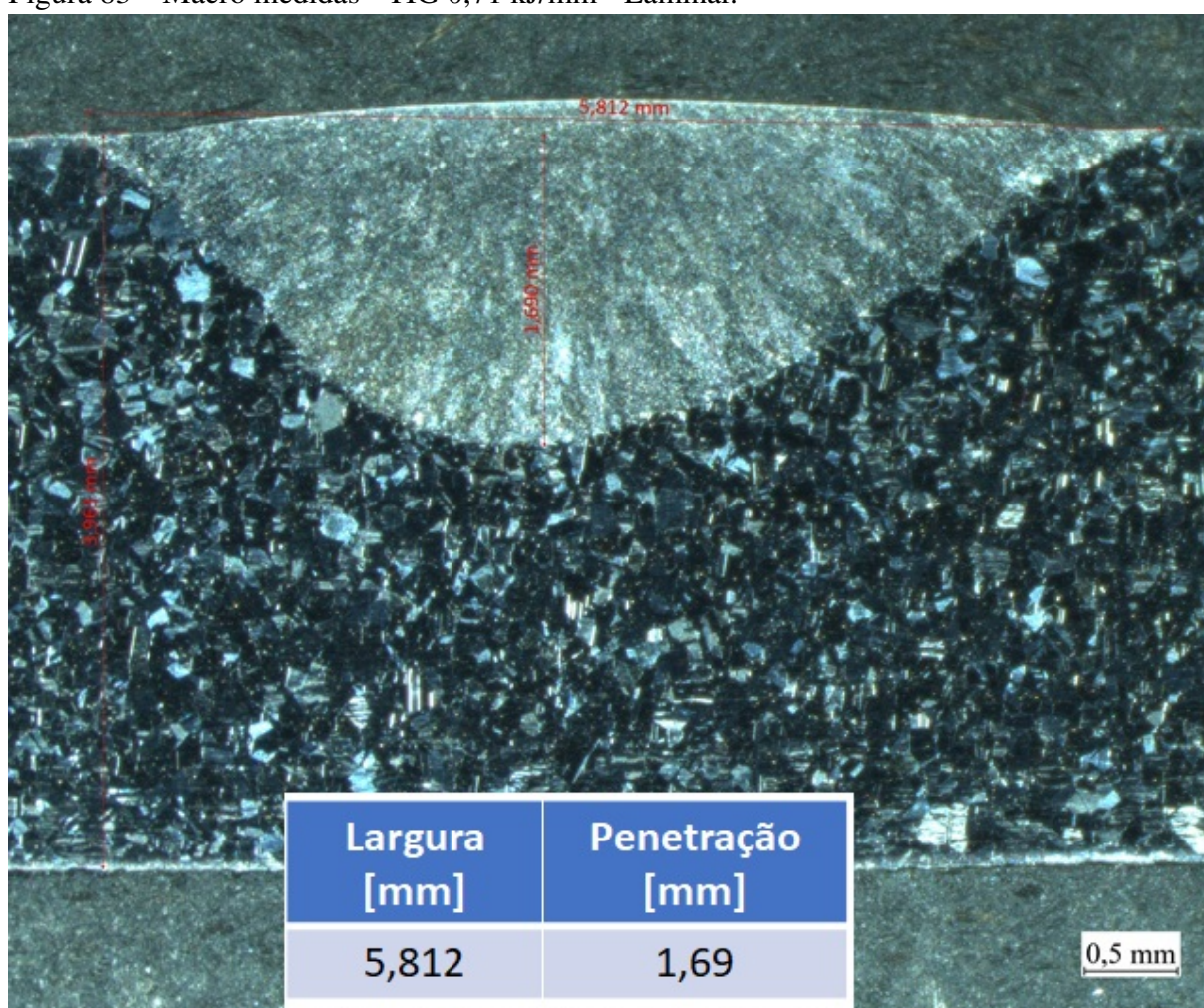




Depois da soldagem foi feito o processo de metalografia para retirada das medidas da zona fundida e as imagens microscópicas. A Figura 83 mostra as medidas da poça de fusão: 5,812 mm de largura e 1,69 mm de penetração. Essas medidas foram usadas como parâmetros da equação da fonte de calor.

As Figuras 84, 85 e 86 mostram as imagens das microestruturas obtidas através do microscópio óptico. A Figura 84 mostra o metal base da região próxima ao termopar, percebe-se a microestrutura igual ao MB, ou seja, não houve transformações metalúrgicas relevantes (NAKHODCHI, 2015). Neste, e nos próximos casos aqui apresentados, apareceram nas imagens dos microscópio carbonetos de titânio (TiC) (KUMAR S. M.; SHANMUGAM, 2018).

Figura 83 – Macro medidas - TIG 0,71 kJ/mm - Laminar.



As Figuras 85 e 86 mostram as interfaces ZF/MB. Normalmente próximo a linha de fusão e com o aumento da temperatura, a taxa de crescimento do grão aumenta e, portanto, o tamanho do grão também. A temperatura é comparativamente baixa perto do metal de base e,



portanto, o crescimento do grão diminui, o que resulta em um tamanho de grão menor (KUMAR S. M.; SHANMUGAM, 2018).

Figura 84 – Metal Base - TIG 0,71 kJ/mm - Laminar - Aumento 200x.

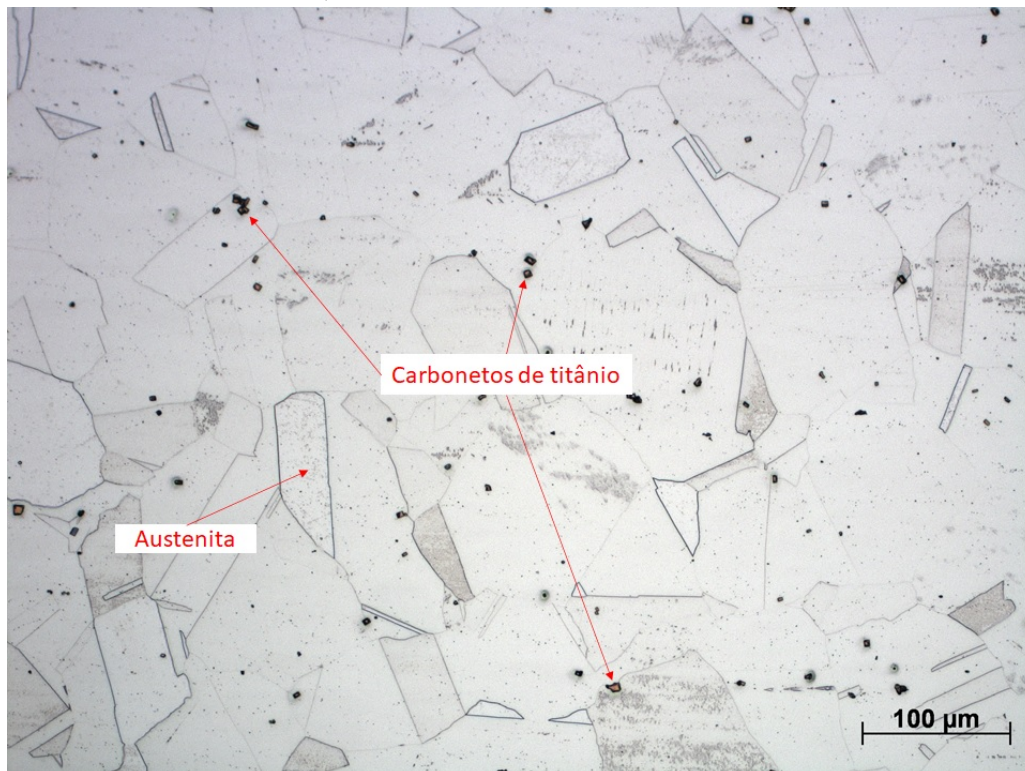


Figura 85 – Interface Central - TIG 0,71 kJ/mm - Laminar - Aumento 200x.

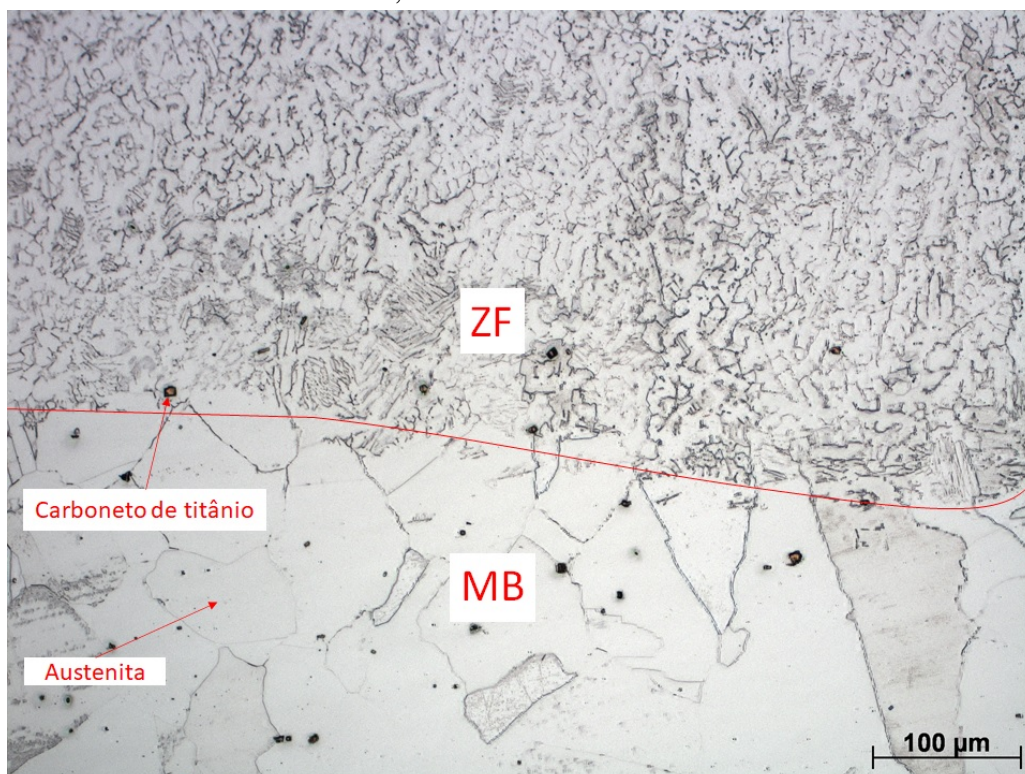
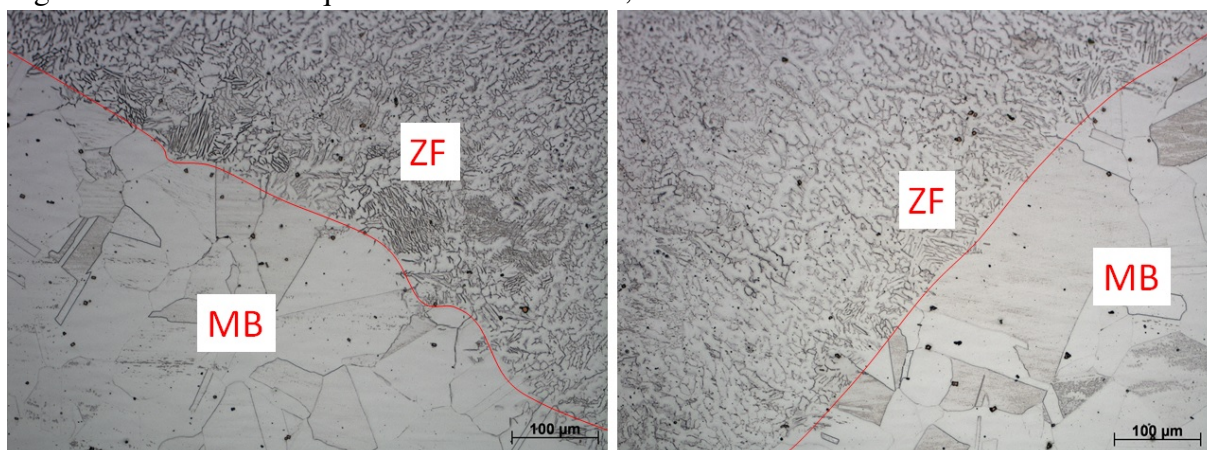


Figura 86 – Interface Esquerda e Direita - TIG 0,71 kJ/mm - Laminar - Aumento 200x.



#### 4.9 Simulação Numérica - Soldagem TIG de tubo de aço inoxidável AISI 321 com escoamento em regime laminar

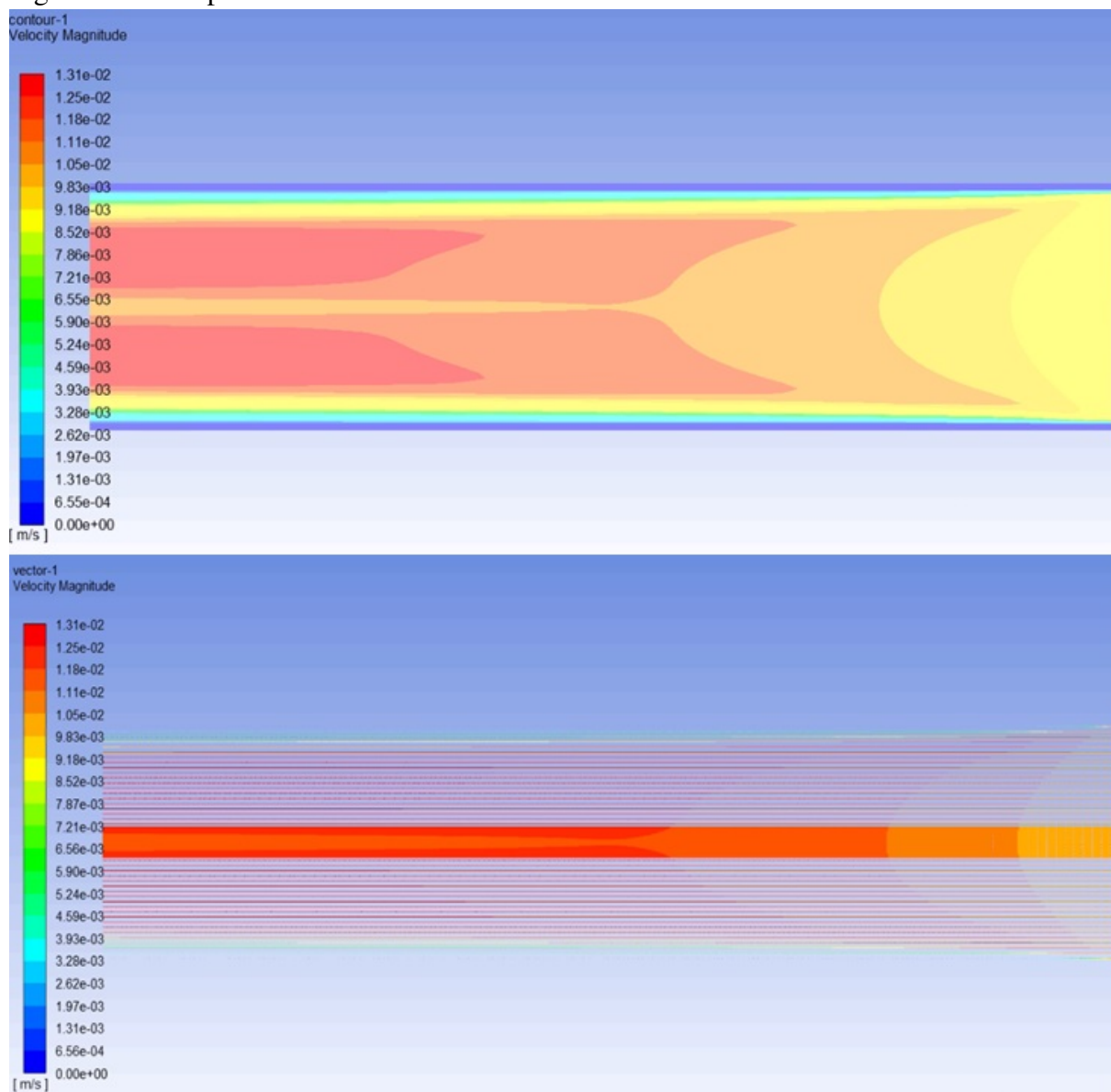
Seguem os resultados obtidos das simulações numéricas utilizando o software *Ansys Fluent*, cada simulação levou em média doze horas para convergir e ser realizado o pós-processamento.

As simulações numéricas realizadas deste caso em diante foram em regime laminar e utilizaram o mesmo campo de velocidade, conforme mostrado na Figura 87. Conforme a faixa de velocidade apresentada no campo de velocidade, o número de Reynolds máximo foi igual a aproximadamente 1988, o que mantém o escoamento em regime laminar. Fazendo o cálculo do coeficiente de convecção na faixa do campo de velocidade, este varia entre 6,69 e 73,54  $W/m^2K$ .

Baseado nos parâmetros mostrados na Tabela 7 foram realizadas várias simulações numéricas para encontrar os resultados de ciclo térmico de um ponto referente a posição do termopar mais próximo da temperatura máxima e as dimensões da zona de fusão. Além disso, um estudo sobre o comprimento da fonte de calor como mostrado na Figura 88 mostra o efeito que o aumento deste parâmetro ocasiona na zona de soldagem e ciclo térmico, na avaliação de  $T_p$  e medidas da zona fundida. Neste, e em todos os casos seguintes, nota-se que quanto maior o comprimento da fonte de calor menor a temperatura de pico e menor a velocidade de resfriamento, e estas são consequências naturais pois o aporte de calor fica mais distribuído (espalhado) na superfície do tubo. Apesar de reduzir as  $T_p$  's e, em alguns casos, aproximar os ciclos térmicos, afeta a previsão das dimensões da ZF, portanto, a decisão sobre o comprimento da fonte foi tomada baseada nos resultados de  $T_p$  e dimensões da ZF.



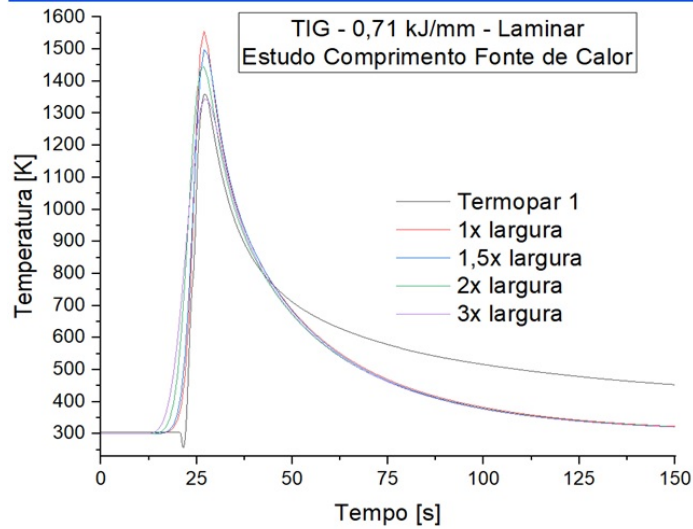
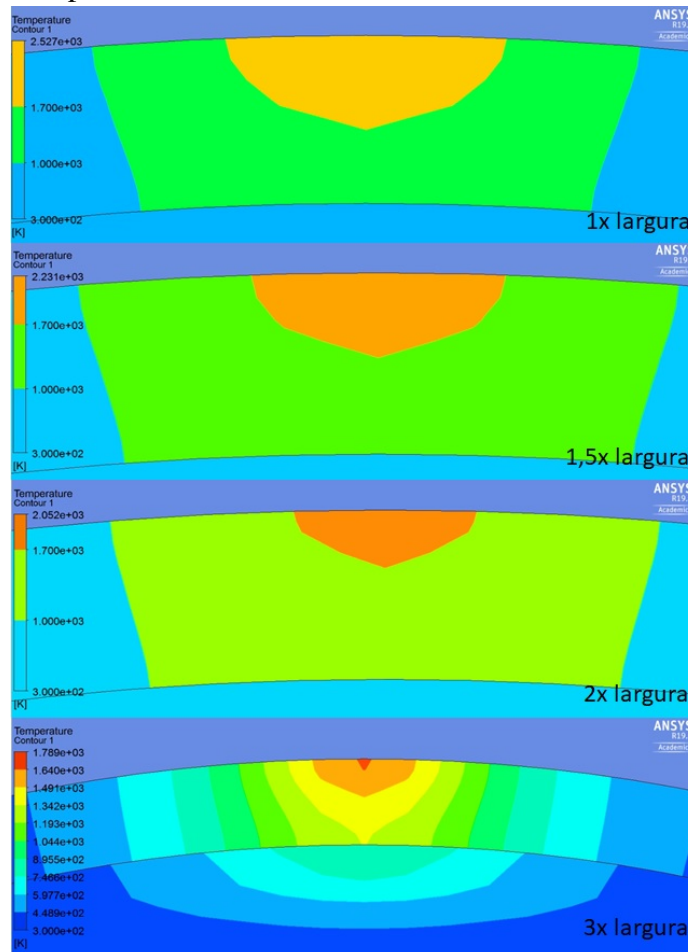
Figura 87 – Campo de velocidade AISI 321 - Laminar.



Neste caso o comprimento da fonte que melhor se aproximou do experimental ( $T_p$  e ZF), para este caso, foi 1,5x largura da fonte de calor. A Figura 89 exemplifica o efeito da variação do comprimento da fonte de calor.

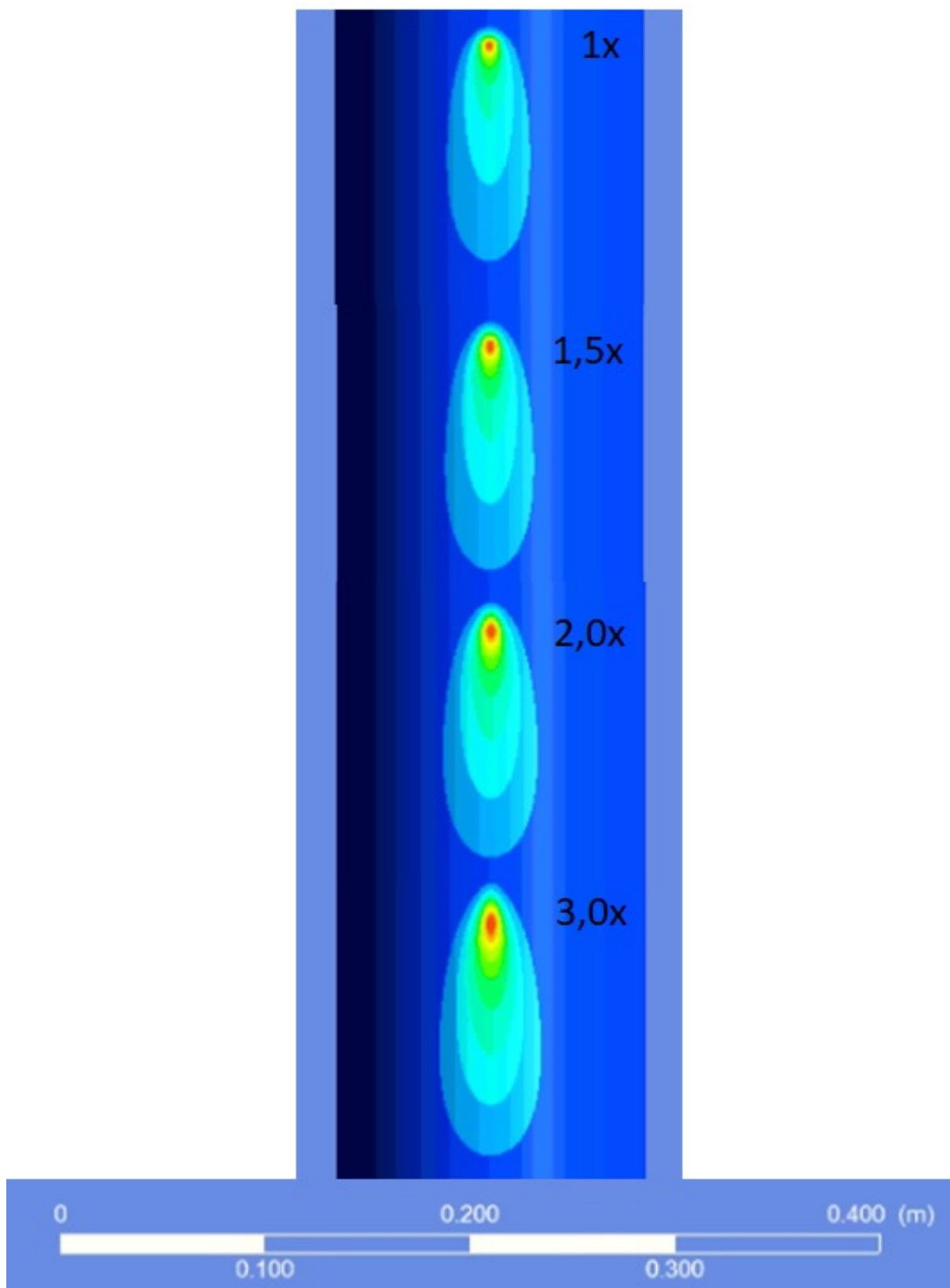


Figura 88 – Estudo Comprimento Fonte de Calor - TIG - 0,71 kJ/mm - Laminar.



TIG - 0,71 kJ/mm - Laminar			
	Tp [K]	%erro x Experimental	%erro x Batelle
1x	1557,02	+14,64	+48,57
1,5 x	1498,61	+10,35	+42,99
2x	1445,35	+6,42	+37,91
3x	1345,04	-0,96	+28,34
Experimental	1358,15	-	-
Batelle	1048	-	-

Figura 89 – Variação Comprimento Fonte de Calor



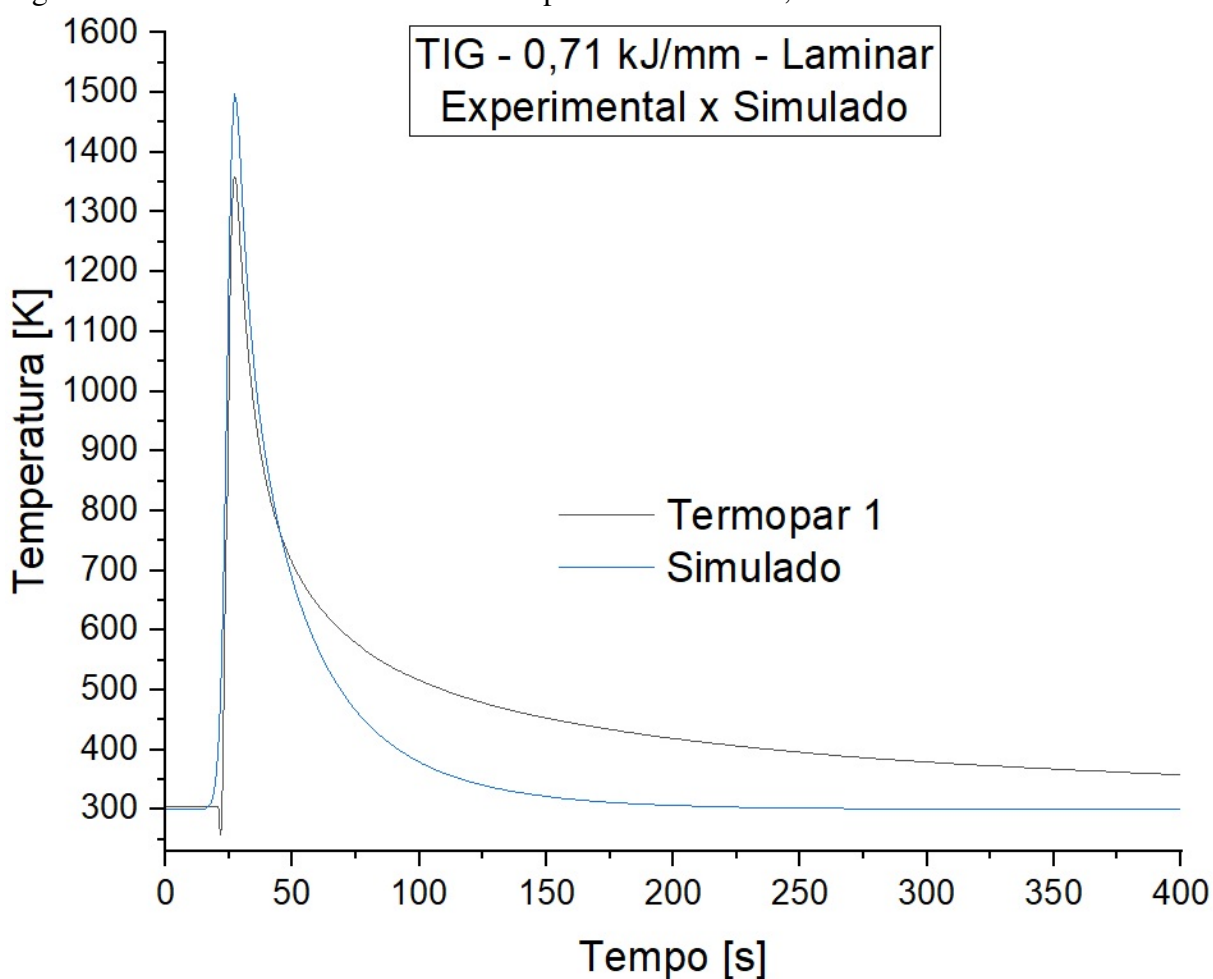
A Figura 90 mostra a comparação entre o ciclo térmico registrado pelo Termopar 1 e

o calculado pela simulação numérica com comprimento da fonte de 1,5x da largura. A Tabela 19 resume os valores das temperaturas de pico (Batelle, Experimental e Simulado), nota-se que a comparação entre os valores de simulação e experimental o erro igual a 10,35%, o qual é um valor de precisão apropriado na engenharia, e aproximações parecidas são encontradas na literatura como, por exemplo, em Aissani (2015).

Tabela 19 – Temperaturas de pico - TIG - 0,71 kJ/mm - Laminar

	<b>Temperatura de Pico [K]</b>
<b>Batelle</b>	1048
<b>Experimental</b>	1358,15
<b>Simulado</b>	1498,61 (+10,35%)

Figura 90 – Ciclo Térmico Simulado x Experimental - TIG 0,71 kJ/mm - Laminar.



A comparação das dimensões da zona fundida resultante da soldagem experimental e a simuladas numericamente, é mostrada nas Figuras 91 e 92. As porcentagens dos erros

comparando largura e penetração (2,23% e 8,64%) são resultados precisos de previsão.

Figura 91 – Comparação Zonas Simulado x Experimental - TIG - 0,71 kJ/mm - Laminar.

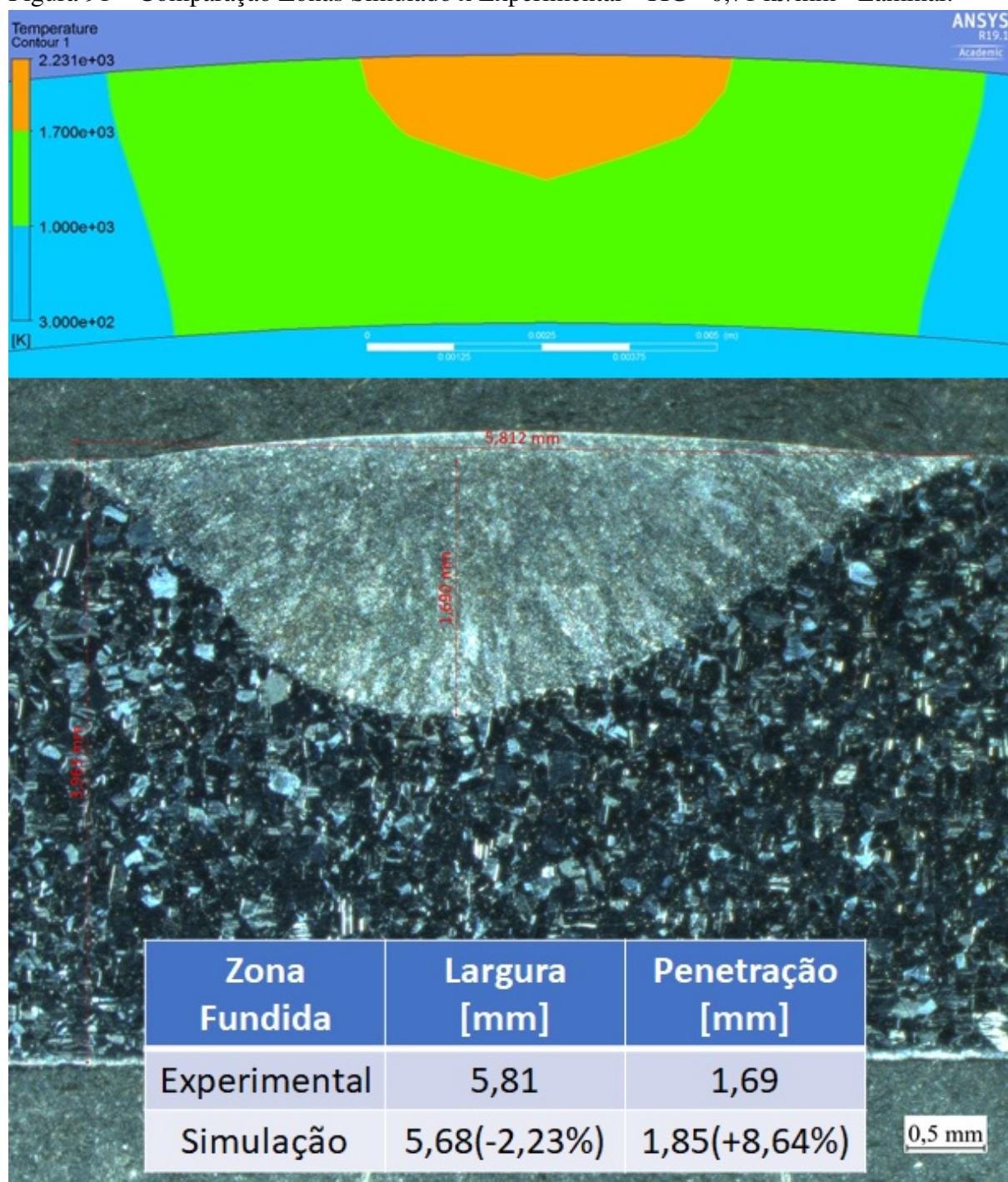
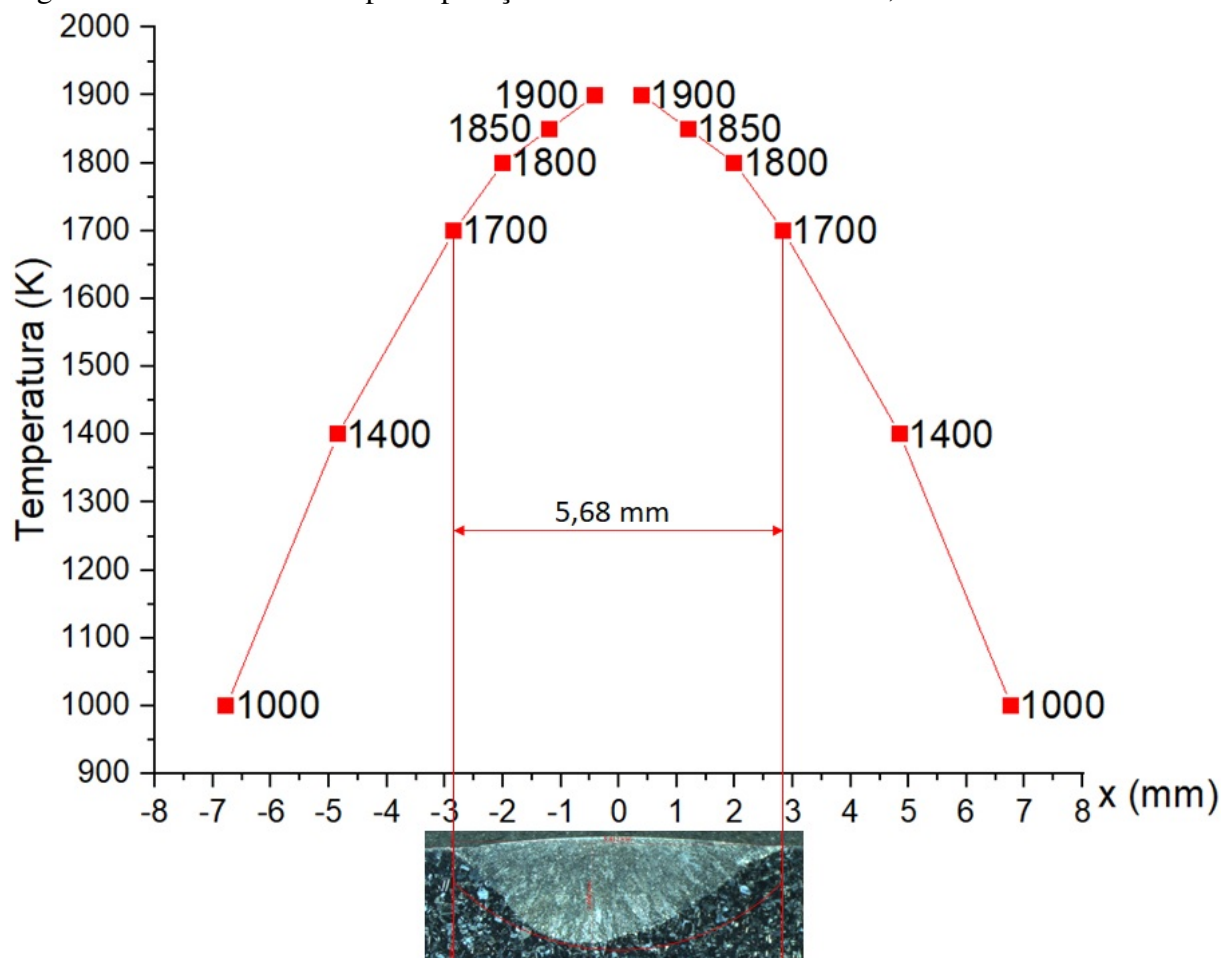


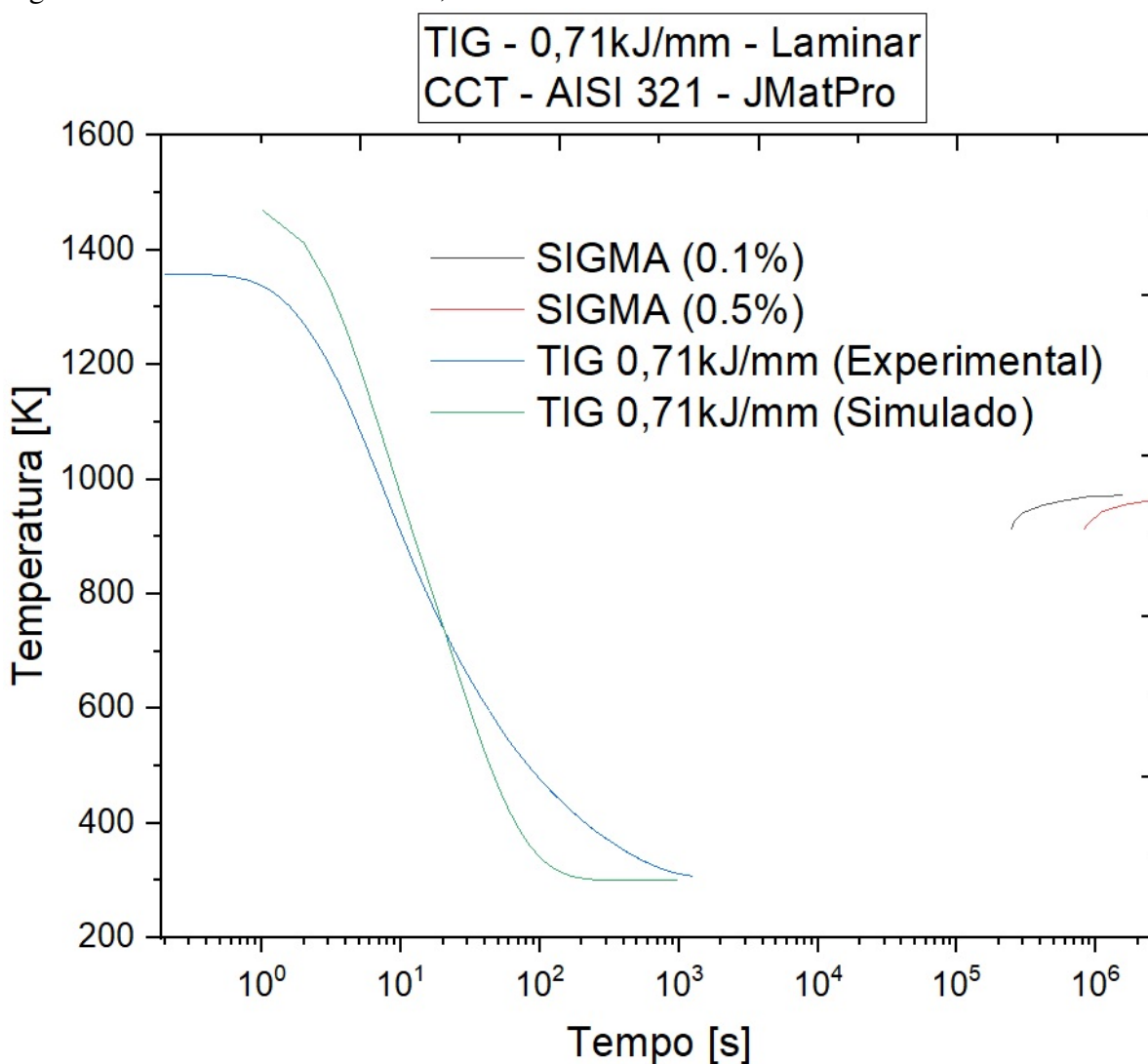
Figura 92 – Previsão da ZF por repartição térmica - AISI321 - TIG 0,71 kJ/mm - Laminar.



A Figura 93 mostra as curvas de resfriamento experimental e simuladas colocadas em um CCT do AISI 321, percebe-se que as duas curvas estão próximas e bem distantes das curvas das possíveis fases. Essa comparação é importante pois evidencia que a microestrutura mostrada na Figura 84 é condizente com as previsões baseadas no CCT e a curva de resfriamento.



Figura 93 – CCT AISI 321 - TIG 0,71 kJ/mm - Laminar.



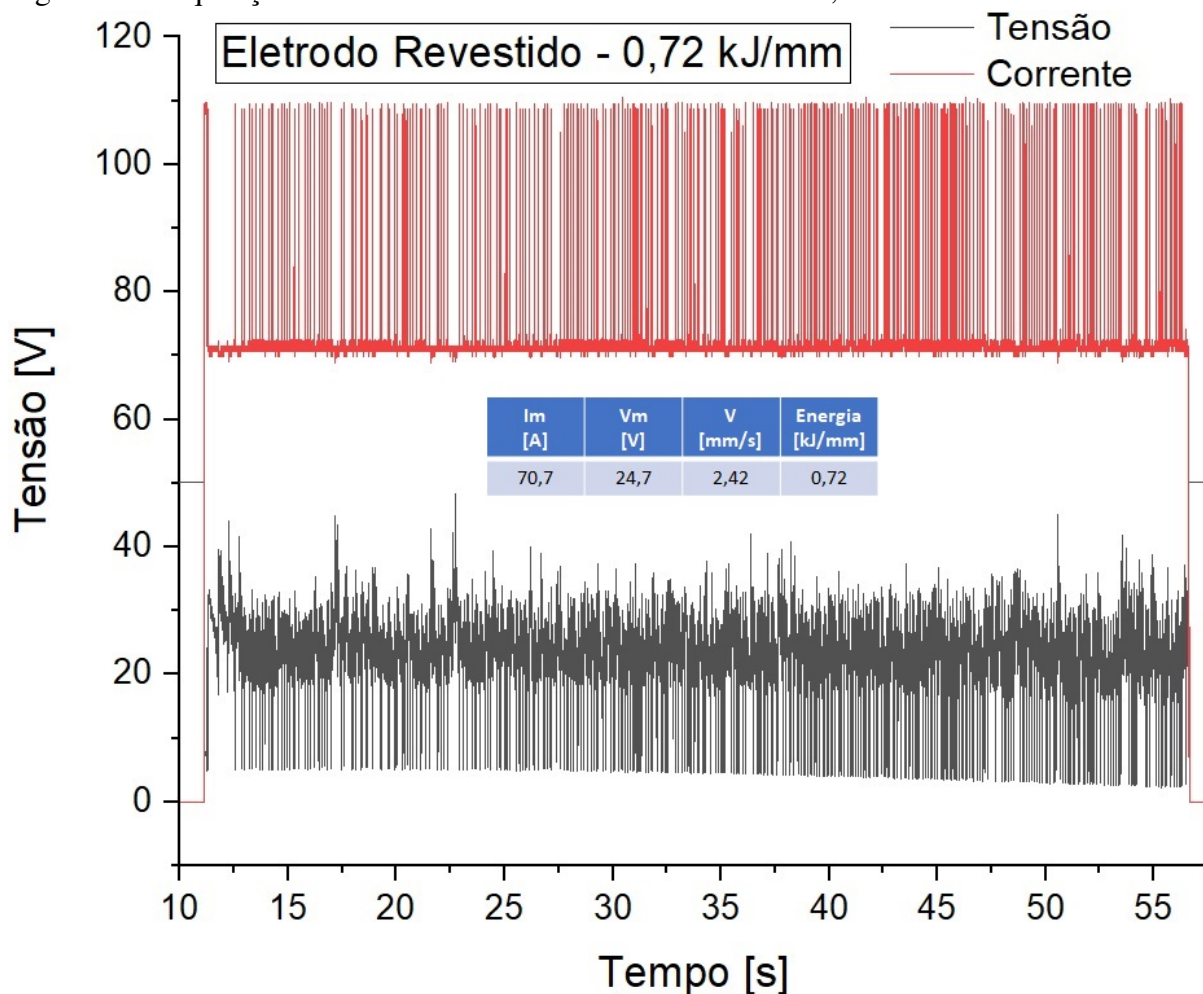
#### 4.10 Resultados Experimentais - Soldagens Eletrodo Revestido de tubo de aço inoxidável AISI 321 com escoamento em regime laminar

Conforme os parâmetros e características planejadas, descritos na Tabela 5, foram realizadas soldagens com o processo Eletrodo Revestido. Seguem os resultados experimentais.

##### 4.10.1 Eletrodo Revestido - 0,72 kJ/mm - Escoamento Laminar

A Figura 94 mostra a aquisição da tensão e corrente durante a soldagem e os respectivos valores médios utilizados para alimentar a equação da fonte de calor:  $I_m$  igual a 70,7 A e  $V_m$  igual a 24,7 V.

Figura 94 – Aquisição tensão e corrente - Eletrodo Revestido - 0,72 kJ/mm - Laminar.



Conforme a Figura 37 foram registrados os ciclos térmicos pelos termopares, estes são mostrados na Figura 95. Percebe-se que o Termopar 1 registrou a  $T_p$  bem distante do previsto pelo programa Batelle (1234 K), o que indica que estava numa posição diferente da pretendida. O Termopar 2 registrou  $T_p$  igual a 1385 K, próximo a  $T_p$  previsto, portanto, este foi selecionado para comparação com o ciclo térmico simulado. Termopar 3 não registrou valores.

Após a preparação da amostra foi feita uma imagem para as medições da largura e penetração da zona fundida, a Figura 96 mostra estes resultados e os valores medidos. Estes foram os valores utilizados para alimentar os parâmetros geométricos da fonte de calor.

Figura 95 – Ciclos Térmicos Termopares - Eletrodo Revestido - 0,72 kJ/mm - Laminar.

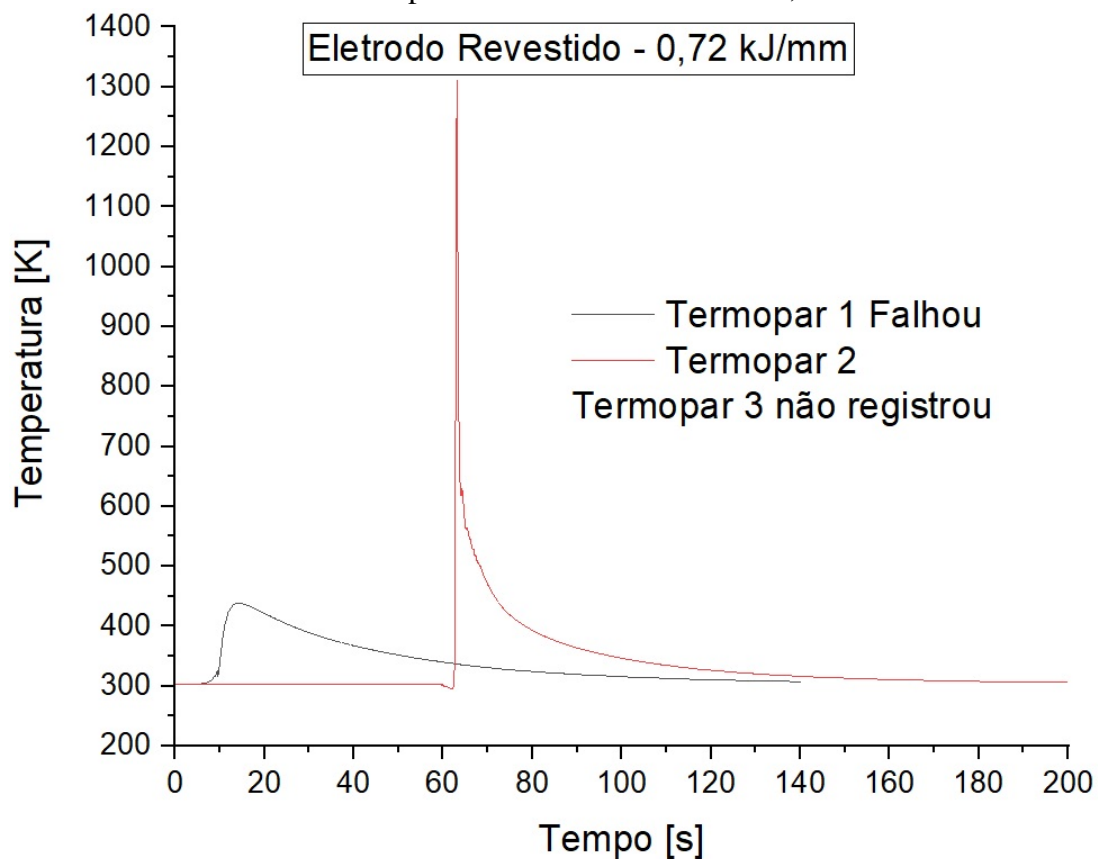
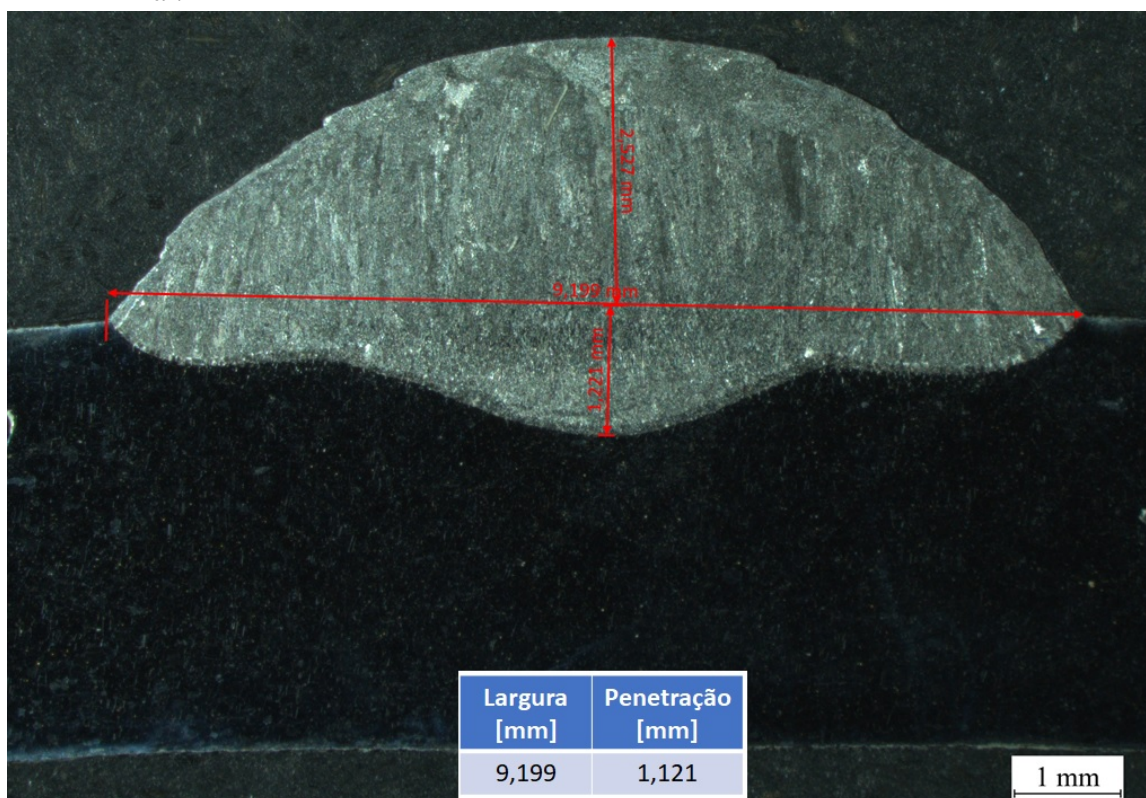


Figura 96 – Macro Medições das Zonas Termopares - Eletrodo Revestido - 0,72 kJ/mm - Laminar.





As Figuras 97, 98 e 99 mostram as imagens obtidas por meio de microscópio óptico das microestruturas obtidas pós-soldagem. A Figura 97 mostra a região próxima onde o termopar foi fixado para registro de temperatura. Percebe-se a presença TiC e a microestrutura igual ao metal base, o que significa que não houve transformações metalúrgicas relevantes (NAKHODCHI, 2015).

As Figuras 98 e 99 mostram as interfaces da zona fundida e metal base. Percebe-se mais uma vez a presença de TiC, e uma Zona de Fusão Parcial (ZFP) nas duas interfaces, que consiste em dendritas sólidas e líquido interdendrítico (KUMAR S. M.; SHANMUGAM, 2018). Um maior aporte de energia inserido durante a soldagem pode ter causado a formação de ZFP e, também, a convecção da poça de fusão, que causa a separação dos grãos parcialmente fundidos da mistura sólido-líquido (S-L) em torno da zona fundida (SHARMA, 2017).

Figura 97 – Metal Base - Eletrodo Revestido 0,72 kJ/mm - Laminar - Aumento 200x.

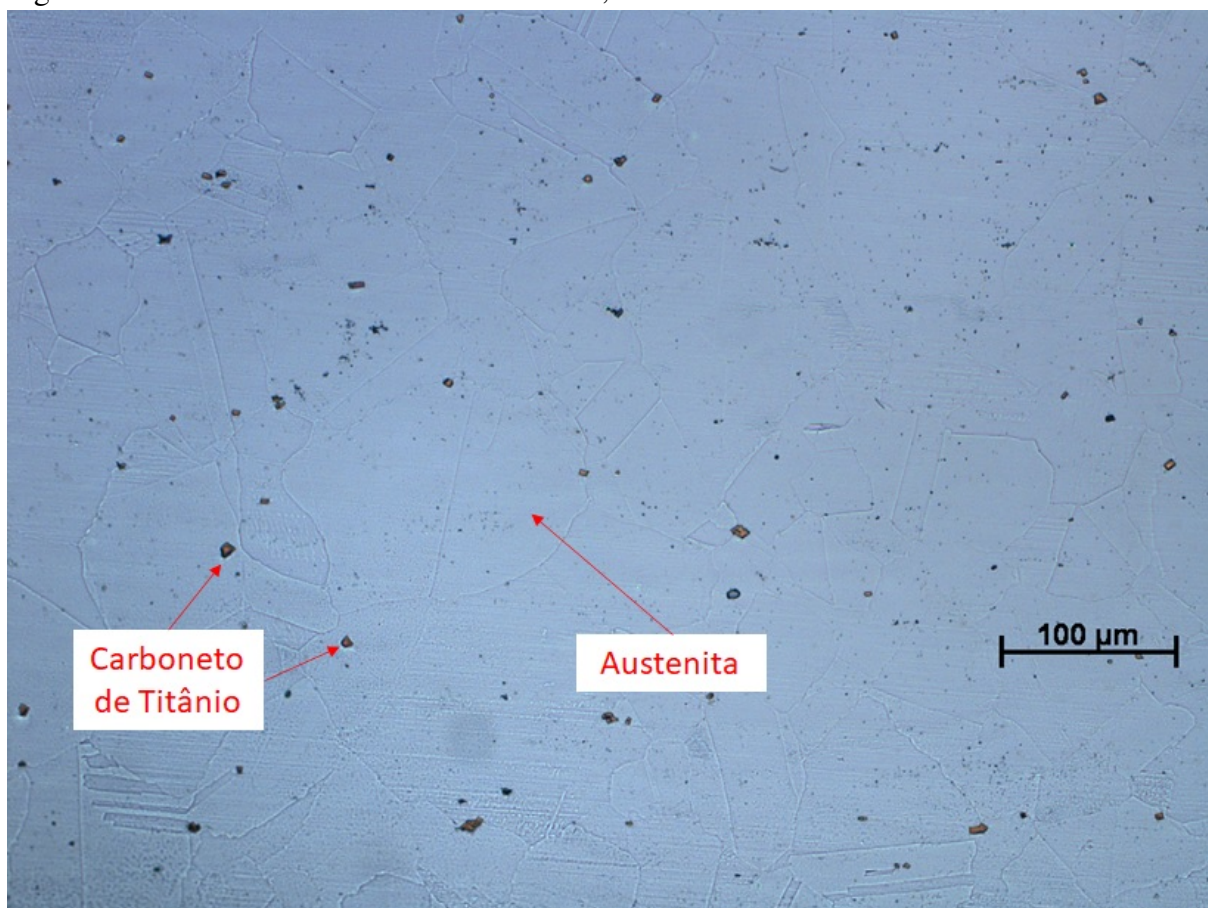




Figura 98 – Interface Central - Eletrodo Revestido TIG 0,72 kJ/mm - Laminar - Aumento 200x.

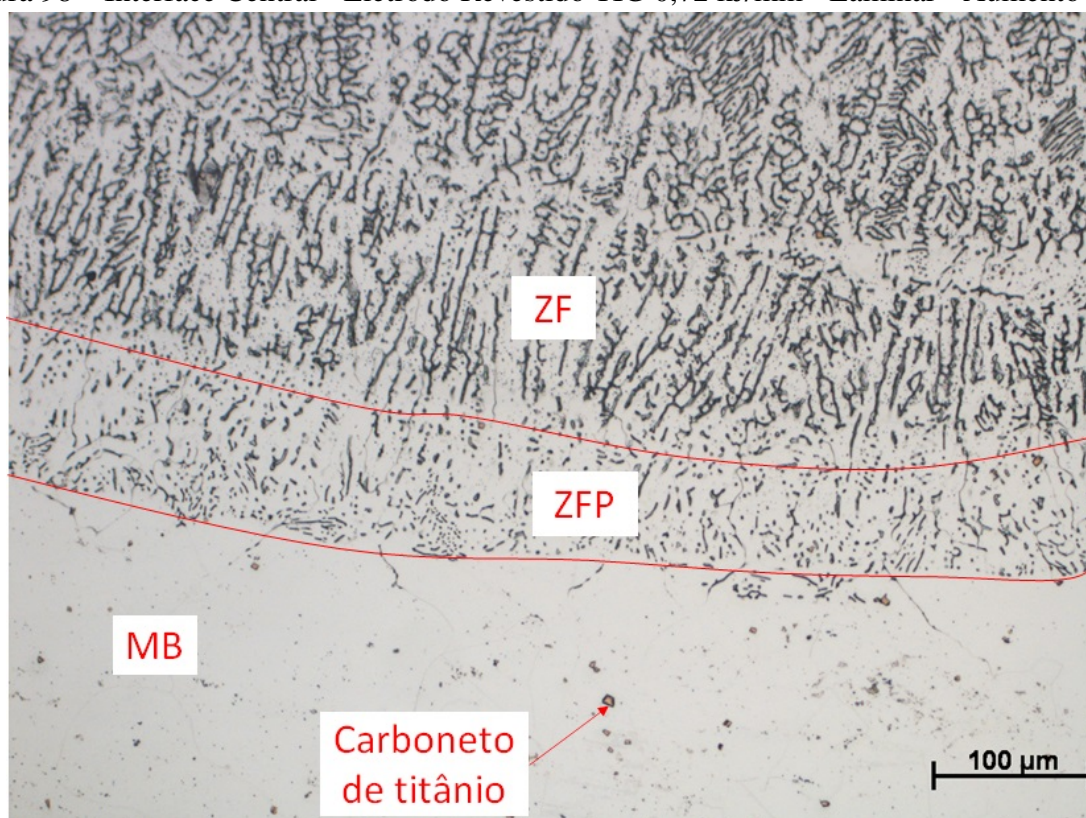
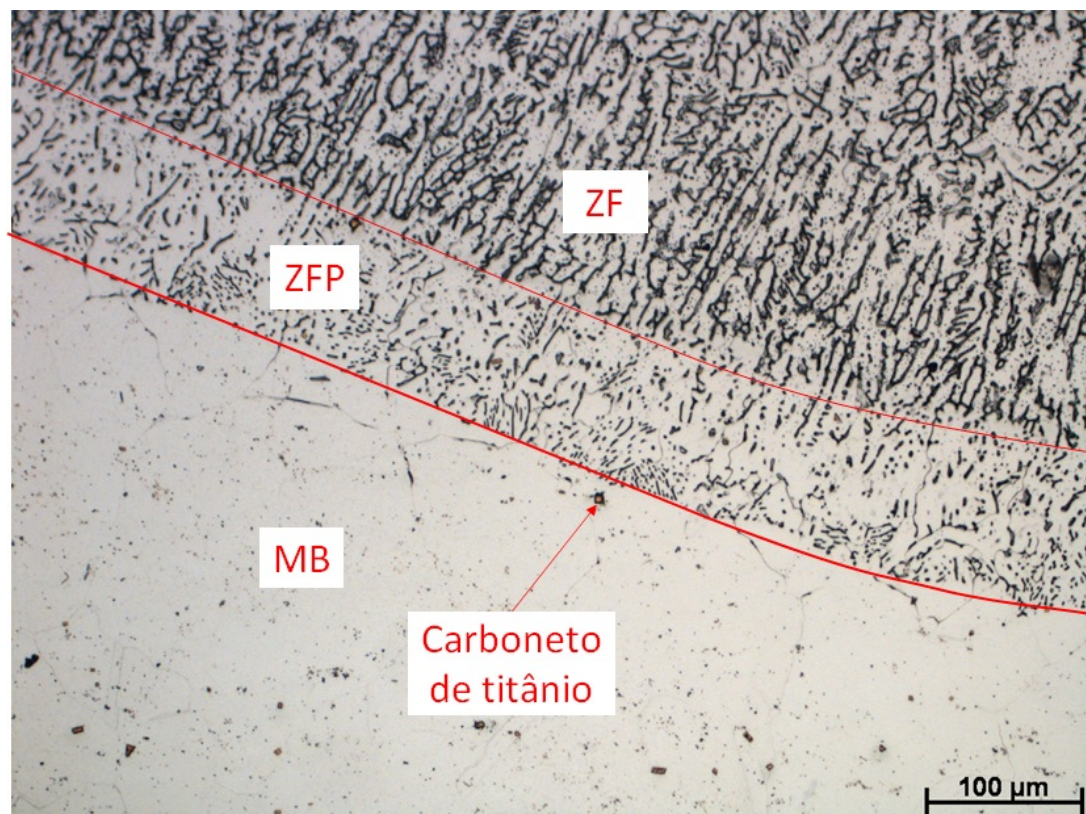


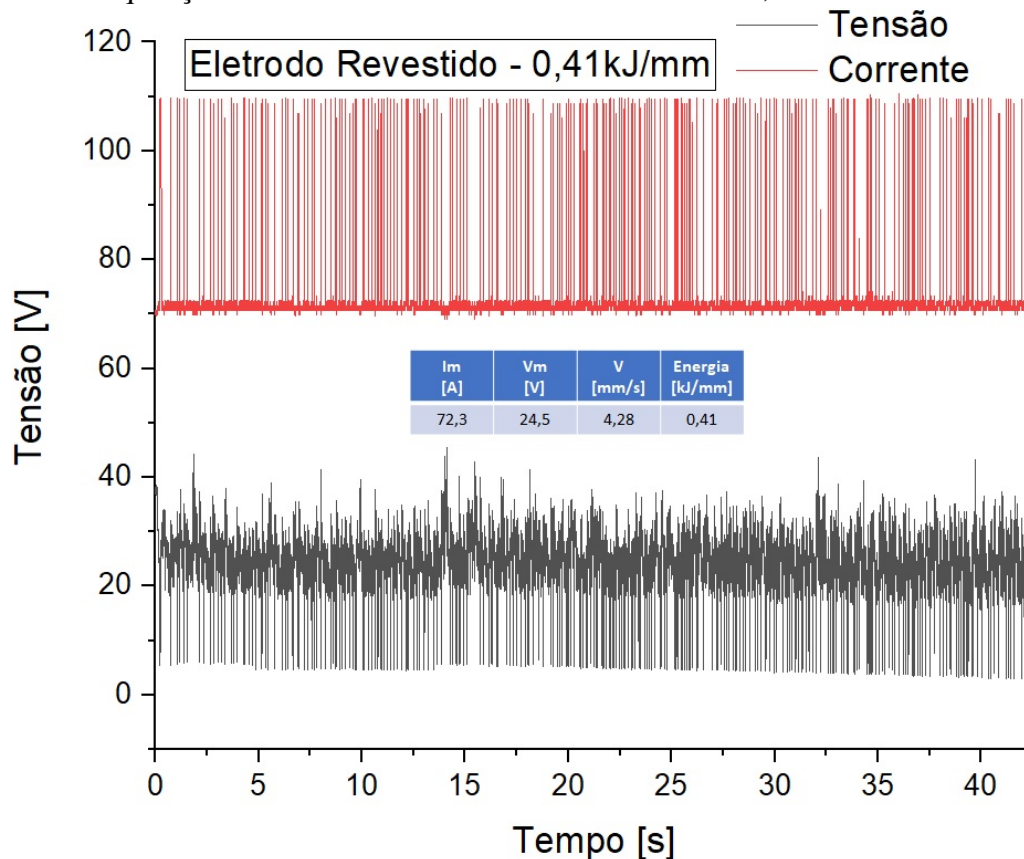
Figura 99 – Interface Esquerda e Direita - Eletrodo Revestido 0,72 kJ/mm - Laminar - Aumento 200x.



#### 4.10.2 Eletrodo Revestido - 0,41 kJ/mm - Escoamento Laminar

A Figura 100 mostra a aquisição do sinal elétrico da soldagem no processo eletrodo revestido com energia igual a 0,41 kJ/mm e os valores médios: corrente média igual 72,3 A e tensão média igual a 24,5 V.

Figura 100 – Aquisição tensão e corrente - Eletrodo Revestido - 0,41 kJ/mm - Laminar.



A Figura 101 mostra o registro de aquisição dos 3 termopares. Nota-se que os 3 termopares fizeram o registro adequado das temperaturas, mas o termopar 2 foi o que alcançou a temperatura máxima, portanto este ciclo térmico será utilizado para comparação com o ciclo térmico simulado numericamente. A  $T_p$  alcançada pelo termopar foi igual a 979,8 K a previsão do programa Batelle foi igual a 1167 K.

Com objetivo de captar dados de entrada nos parâmetros geométricos da equação da fonte de calor e, também, posterior comparação de resultados, foi feito a as medições da poça de fusão, conforme Figura 102. Percebe-se a penetração muito parecida da soldagem com eletrodo revestido, mas a largura significativamente menor, um dos motivos disso é a maior velocidade de soldagem, ocasionado um tempo menor para deposição de material, já que a corrente e tensão



média variaram pouco em relação a soldagem anterior (MARQUES, 2009).

Figura 101 – Ciclos Térmicos Termopares - Eletrodo Revestido - 0,41 kJ/mm - Laminar.

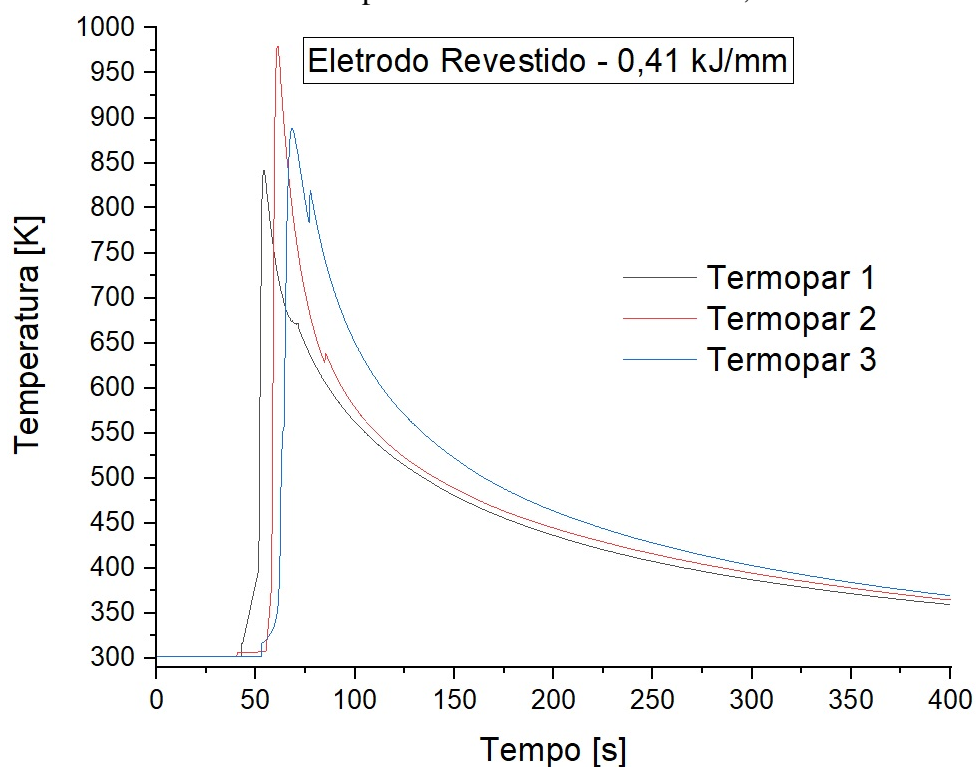
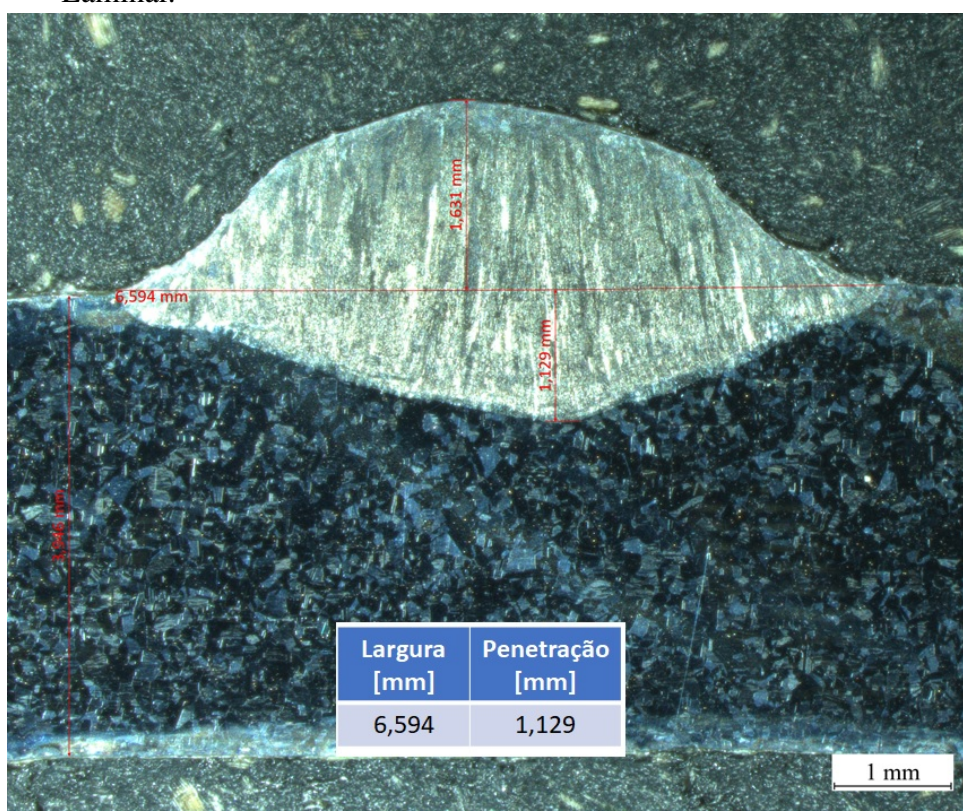


Figura 102 – Macro Medições das Zonas Termopares - Eletrodo Revestido - 0,41 kJ/mm - Laminar.





As Figuras 103, 104 e 105 mostram as imagens feitas através de microscopia óptica, após a soldagem, para caracterizar a microestrutura. Nota-se que as considerações da soldagem anterior também cabem neste caso. Percebe-se a presença de TiC, zona de fusão parcial e que o ciclo térmico próximo ao termopar não gerou o surgimento de alguma possível fase ou defeitos.

Figura 103 – Metal Base - Eletrodo Revestido 0,41 kJ/mm - Laminar - Aumento 200x.

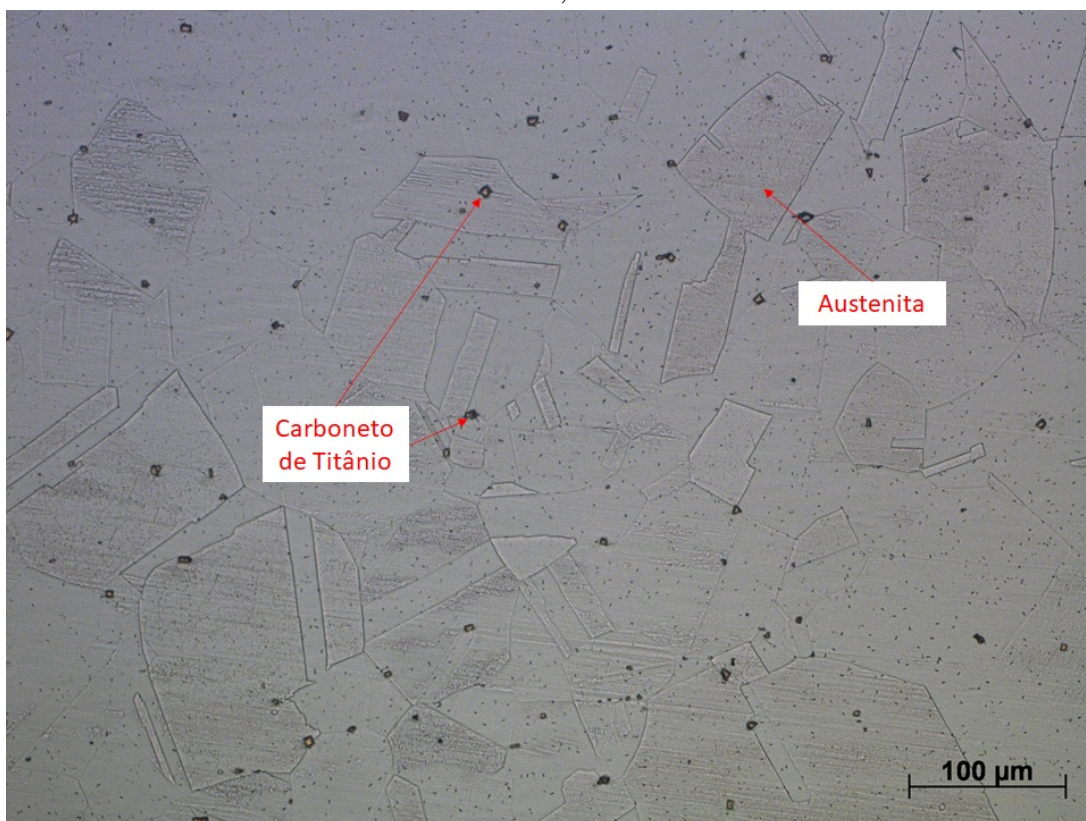


Figura 104 – Interface Esquerda e Direita - Eletrodo Revestido 0,41 kJ/mm - Laminar - Aumento 200x.

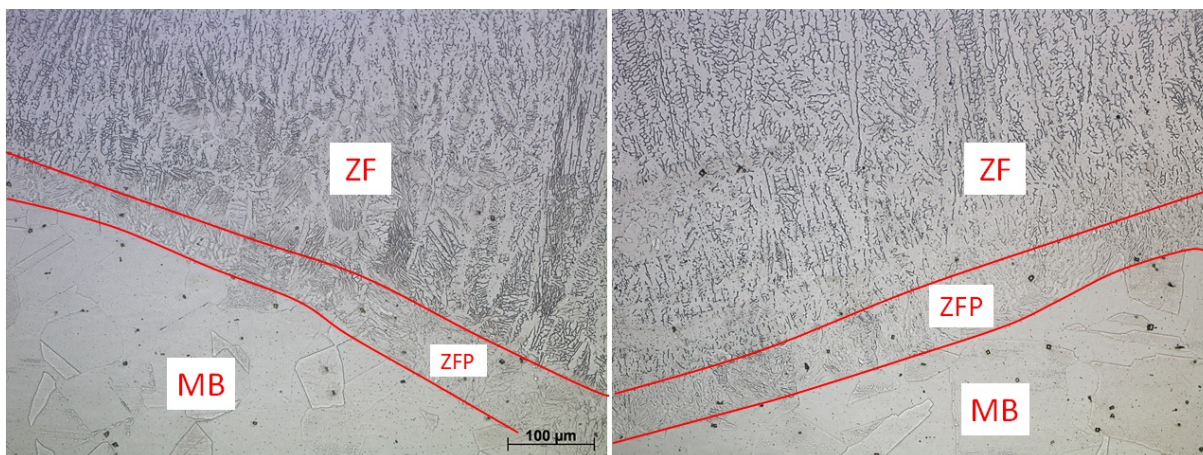
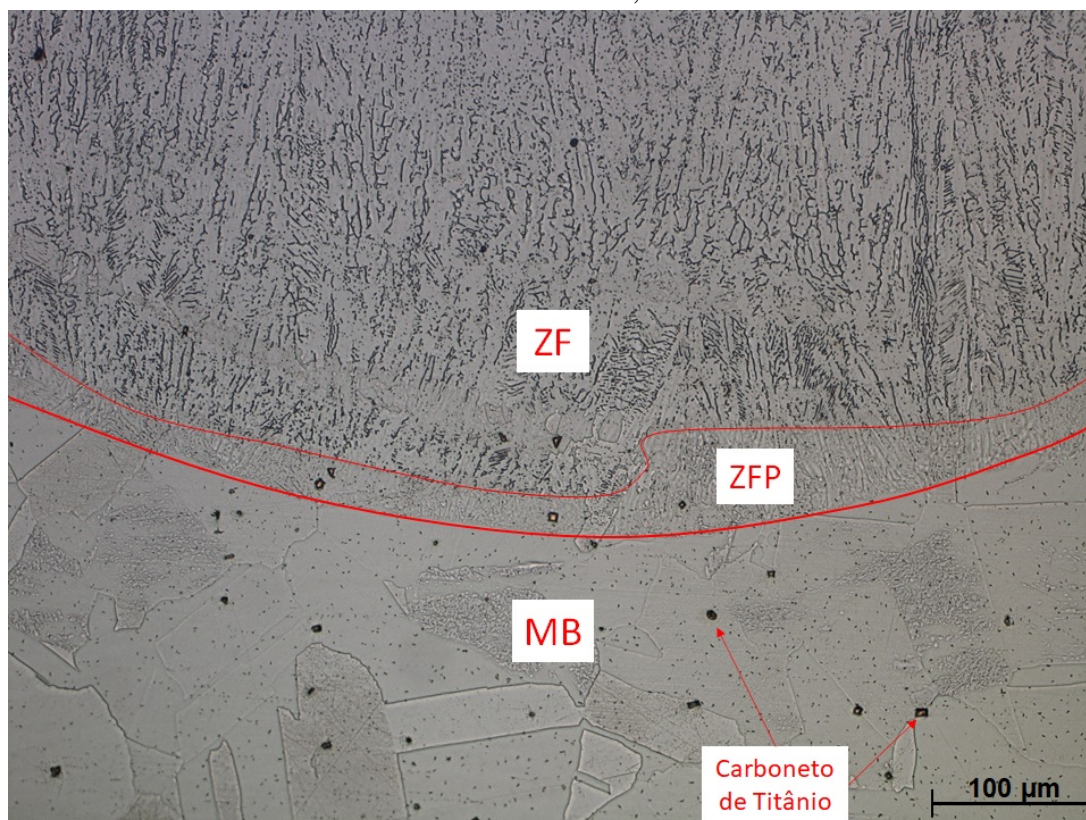




Figura 105 – Interface Central - Eletrodo Revestido 0,41 kJ/mm - Laminar - Aumento 200x.

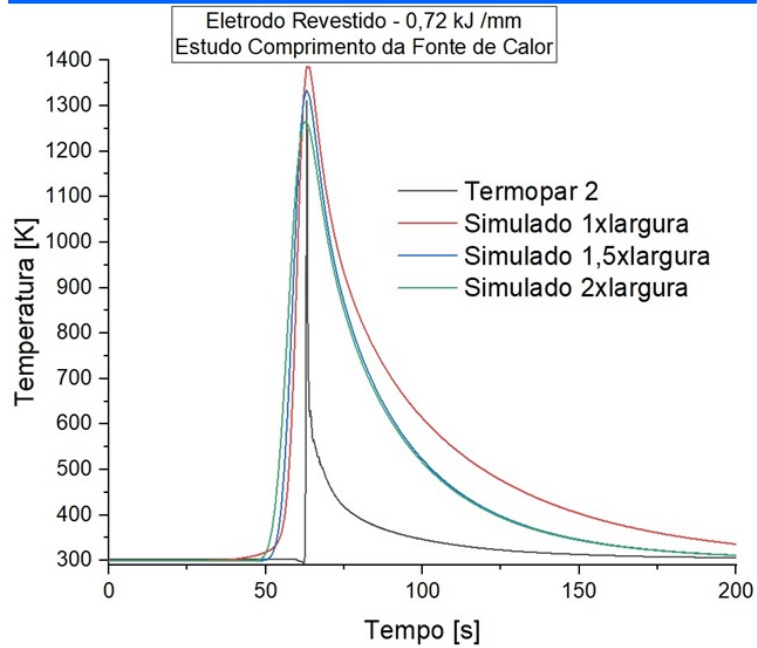
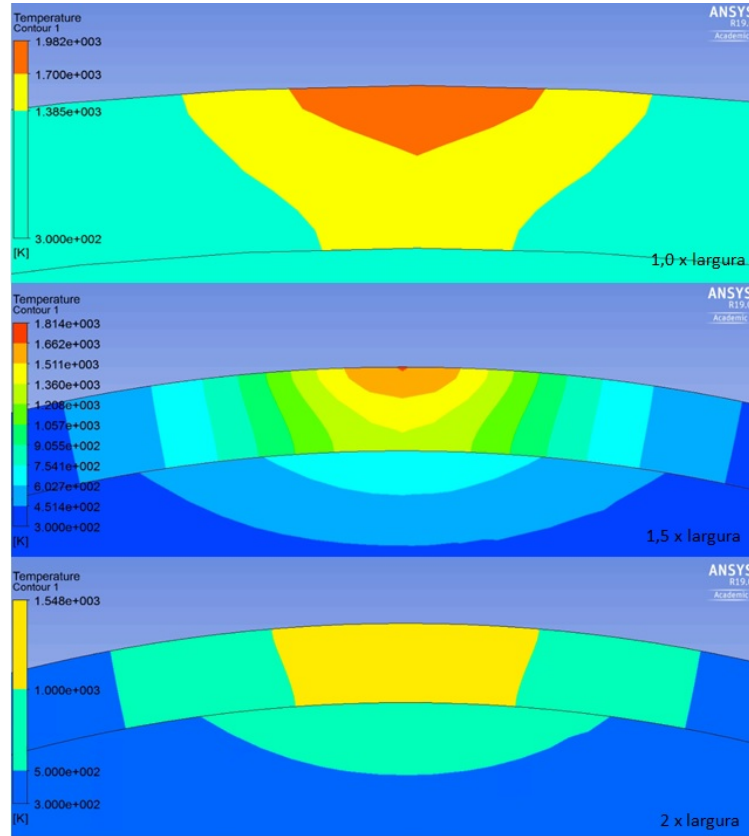


#### 4.11 Simulação Numérica - Soldagens Eletrodo Revestido de tubo de aço inoxidável AISI 321 com escoamento em regime laminar

##### 4.11.1 Eletrodo Revestido - 0,72 kJ/mm - Escoamento Laminar

A Figura 106 mostra o resultado do estudo sobre o comprimento da fonte de calor. Avaliando-se somente a  $T_p$  no ciclo térmico, aparenta que a melhor relação é o comprimento igual duas vezes a largura. Porém, para este comprimento de fonte as dimensões da zona fundida são incoerentes com o experimental, portanto a melhor relação entre comprimento e largura da fonte de calor é 1 vez. Baseado neste estudo foi gerado o ciclo térmico simulado, o qual é mostrado na Figura 107 em comparação com o ciclo térmico experimental registrado pelo Termopar 2. Através da Tabela 20 vê-se que as  $T_p$ 's são bem próximas (5,64%) mas a curva de resfriamento é bem diferente, neste caso específico o termopar parece ter registrado uma velocidade de resfriamento bem maior do que o experimental, possivelmente algum fenômeno anormal ocorreu neste registro, mas cabe avaliar a  $T_p$ .

Figura 106 – Estudo Comprimento Fonte de Calor - Eletrodo Revestido - 0,72 kJ/mm - Laminar.



Eletrodo Revestido – ER 0,72 kJ/mm			
	Tp [K]	%erro x Experimental	%erro x Batelle
1x	1385,27	+5,64	+12,25
1,5 x	1335,02	+1,81	+8,18
2x	1266,12	-3,44	+2,60
Experimental	1311,25	-	-
Batelle	1234	-	-



Figura 107 – Ciclos Térmicos Simulado x Experimental - Eletrodo Revestido 0,72 kJ/mm - Laminar.

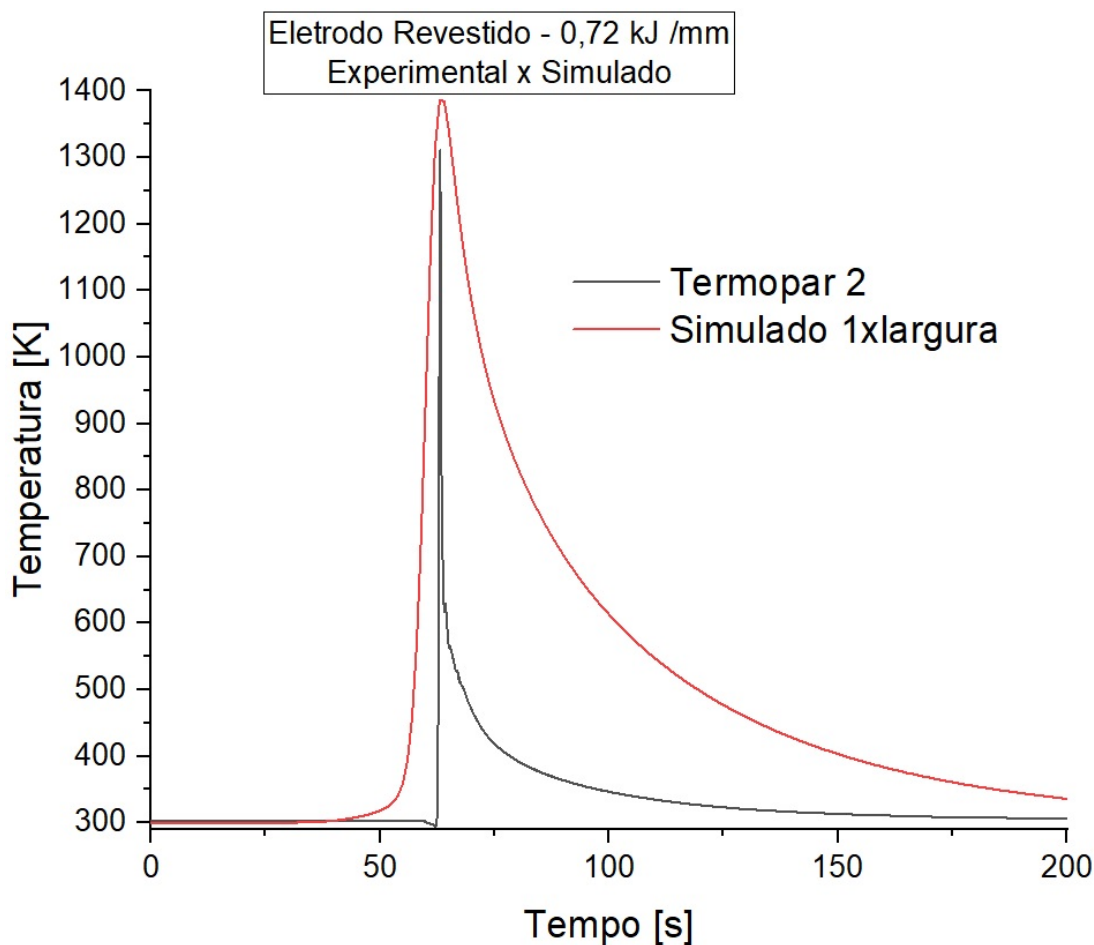


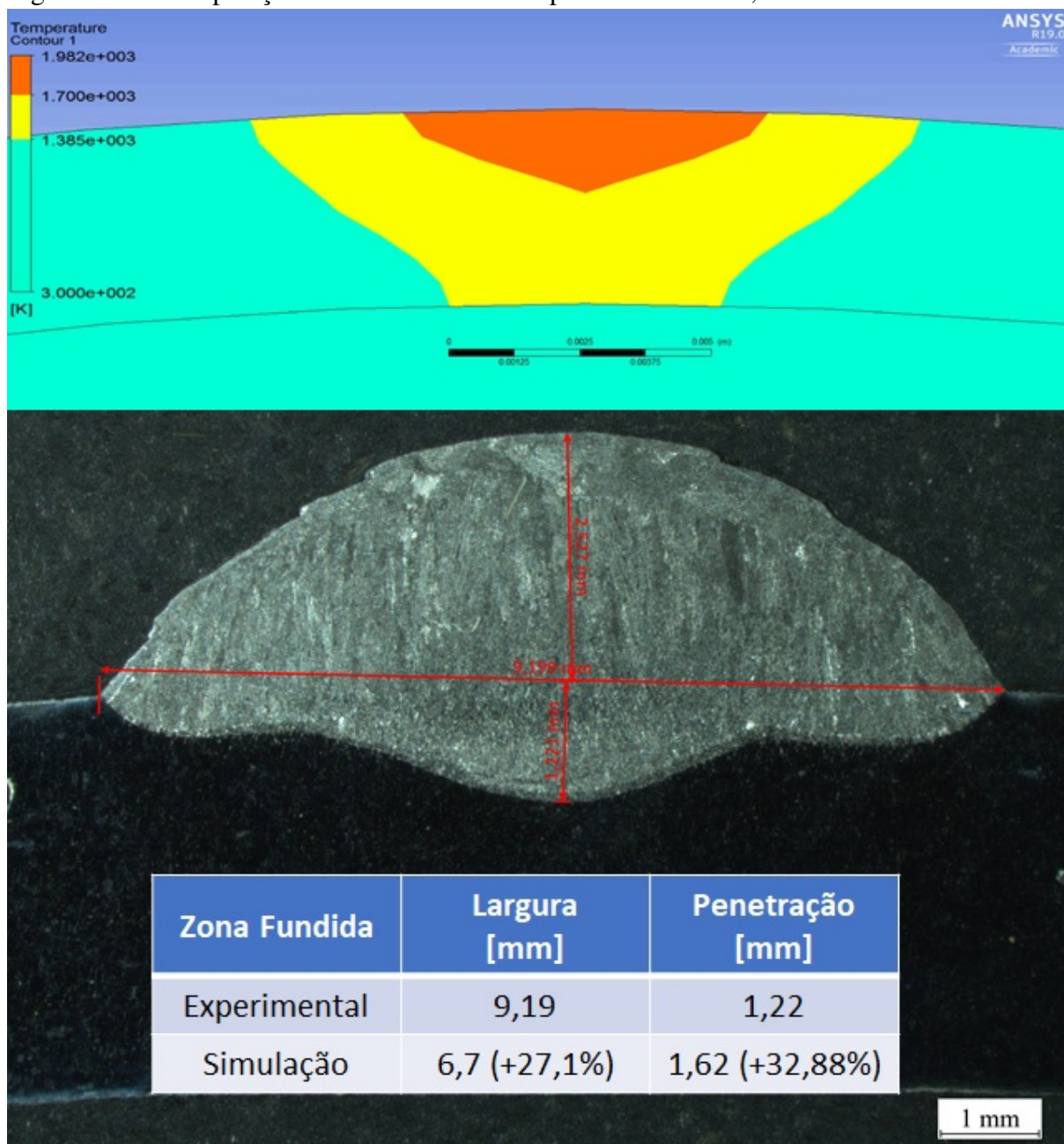
Tabela 20 – Temperaturas de pico - Eletrodo Revestido - 0,72 kJ/mm - Laminar

	Temperatura de Pico [K]
<b>Batelle</b>	1234
<b>Experimental</b>	1311,25
<b>Simulado</b>	1385,27 (+5,64%)

Comparando as dimensões da zona fundida geradas pela simulação numérica, assim como no caso do resfriamento do ciclo térmico, ficou afastado por erros mais altos que os outros processos aqui simulados, conforme as Figuras 108 e 109. Vários podem ser os motivos para isso, um deles é que o modelo numérico não prevê a adição de material e a sua influência no aporte térmico na peça soldada. Além disso, no processo de soldagem com eletrodo revestido manual o operador tem que controlar a velocidade de soldagem e alimentação com objetivo de haver o controle da poça de fusão, portanto a cada instante de tempo produz uma velocidade instantânea, enquanto na simulação a velocidade média (comprimento/tempo) de todo o processo

foi utilizada.

Figura 108 – Comparação Zonas Simulado x Experimental - ER 0,72 kJ/mm - Laminar.



A Figura 110 mostra o CCT para o AISI 321 gerado pela simulação utilizando o JMatPro e as curvas de resfriamento inseridas, o que mostra bem a diferença das curvas porém não gerou uma previsão errada em possíveis fases que poderiam aparecer, confirmado pelas microestruturas apresentadas nas Figuras 84, 85 e 86.

Figura 109 – Previsão da ZF por repartição térmica - AISI321 - ER 0,72 kJ/mm - Laminar.

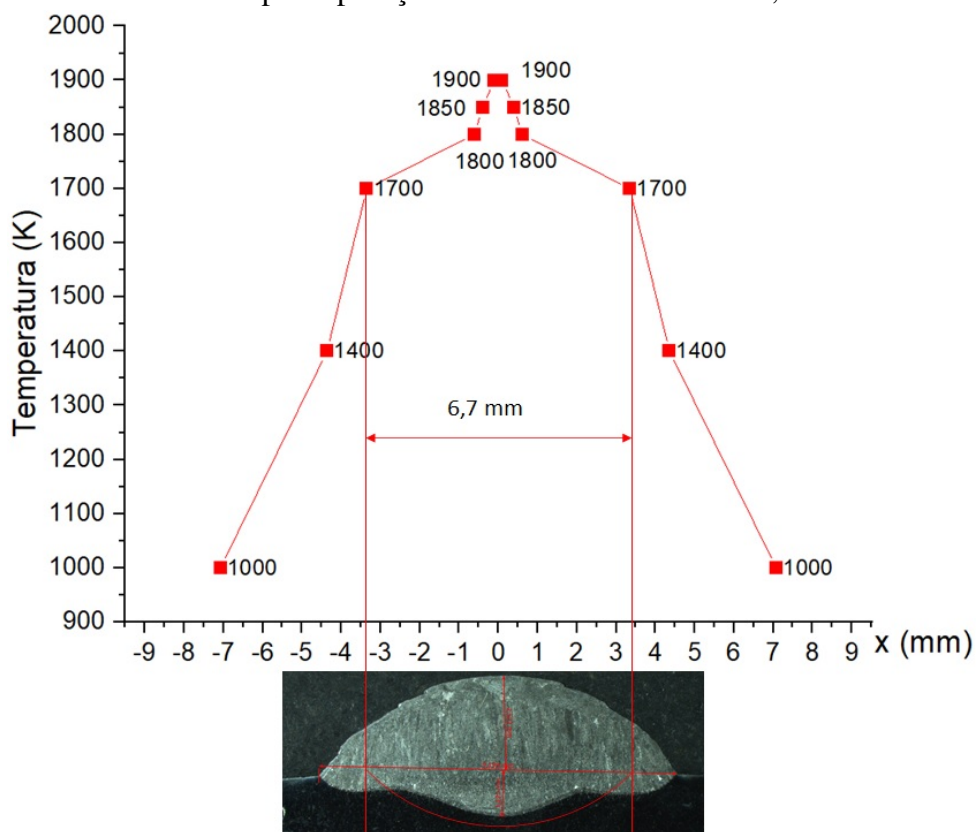
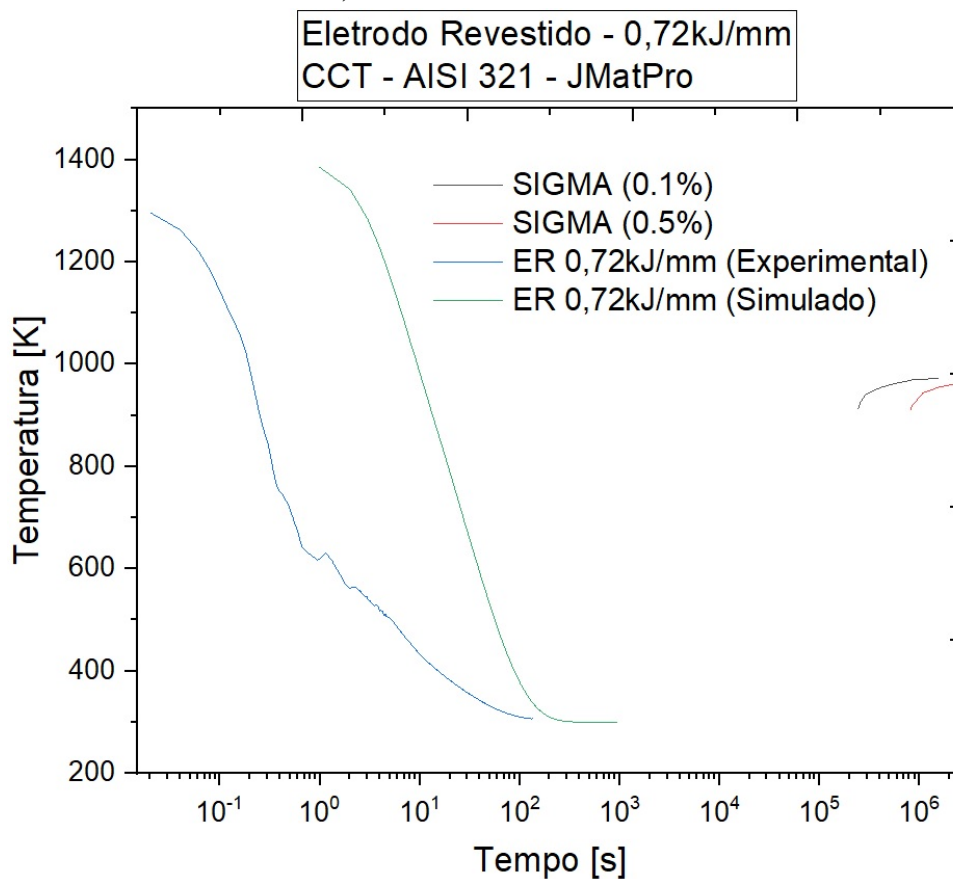


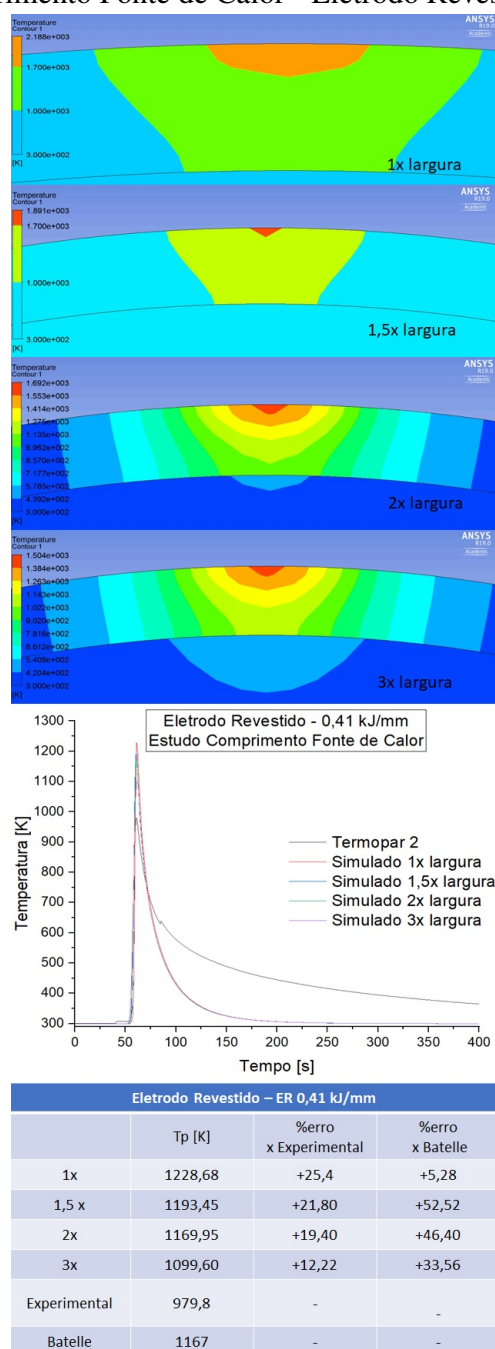
Figura 110 – CCT AISI 321 - ER 0,72 kJ/mm - Laminar.



#### 4.11.2 Eletrodo Revestido - 0,41 kJ/mm - Escoamento Laminar

Através da avaliação do comprimento para fonte de calor em relação a largura, verificada através das medições da zona fundida e apresentada na Figura 111, percebe-se que o melhor conjunto  $T_p$ , ciclo térmico e medidas da ZF é, mais uma vez, o comprimento uma vez a largura.

Figura 111 – Estudo Comprimento Fonte de Calor - Eletrodo Revestido - 0,41 kJ/mm - Laminar.



Partindo da premissa sobre o comprimento da fonte de calor foi feito a comparação

do ciclo térmico experimental com o ciclo térmico resultante da simulação numérica, mostrada na Figura 112. Mais uma vez percebe-se a diferença na curva de resfriamento, a simulação gerou uma curva de velocidade maior, um dos fatores a considerar é a que na simulação as condições são ideais. Apesar disso, o resultado é adequado, pois as maiores diferenças são em temperaturas que não tem a tendência de gerar transformações ou defeitos que comprometam a peça, resultados parecidos podem ser encontrados na literatura como, por exemplo, Pamnani (2016) e Panwala (2009).

A Tabela 21 mostra uma comparação das  $T_p$ 's e vê-se que a  $T_p$  simulada tem uma diferença de cerca de 30% para o experimental, essa diferença pode ser explicada devido ao termopar não ter sido posicionado precisamente, conforme explicado anteriormente. Porém, comparando a  $T_p$  simulada com a calculada pelo programa Batelle, a diferença é igual a 5,64%, o que mostra que a previsão feita pelo modelo numérico possui uma boa precisão, resultados semelhantes são encontrados em Pamnani (2016).

Figura 112 – Ciclos Térmicos Simulado x Experimental - ER 0,41 kJ/mm - Laminar.

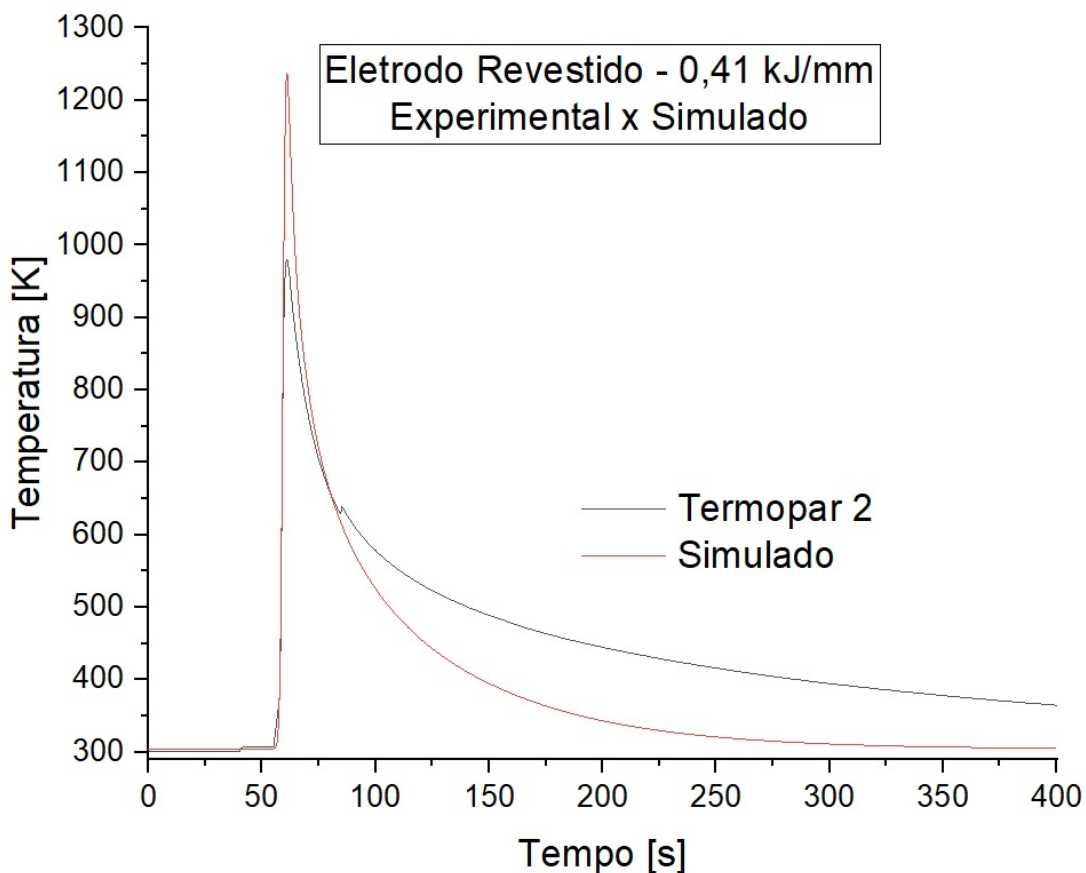




Tabela 21 – Temperaturas de pico - Eletrodo Revestido - 0,41 kJ/mm - Laminar

	<b>Temperatura de Pico [K]</b>
<b>Batelle</b>	1167
<b>Experimental</b>	979,8
<b>Simulado</b>	1228,68 (+5,64% x Batelle)

Comparando as medidas da ZF experimentais e as simuladas numericamente, mostrada nas Figuras 113 e 114, mostra boa aproximação na penetração (4,3%), na largura a diferença (20%) é maior, mas, levando em conta que o modelo não prevê a adição de material e seus fenômenos, ainda assim é uma aproximação adequada.

Analisando as curvas de resfriamento experimental e numéricas inseridas no diagrama CCT do AISI 321, nota-se que as curvas não se aproximam das curvas das possíveis fases SIGMA. Apesar da diferença visível nas curvas de resfriamento, esta diferença não interferiu na previsão do aparecimento de possíveis fases, como, por exemplo, 0.1% em peso da fase a SIGMA.

Figura 113 – Comparação Zonas Simulado x Experimental - ER 0,41 kJ/mm - Laminar.

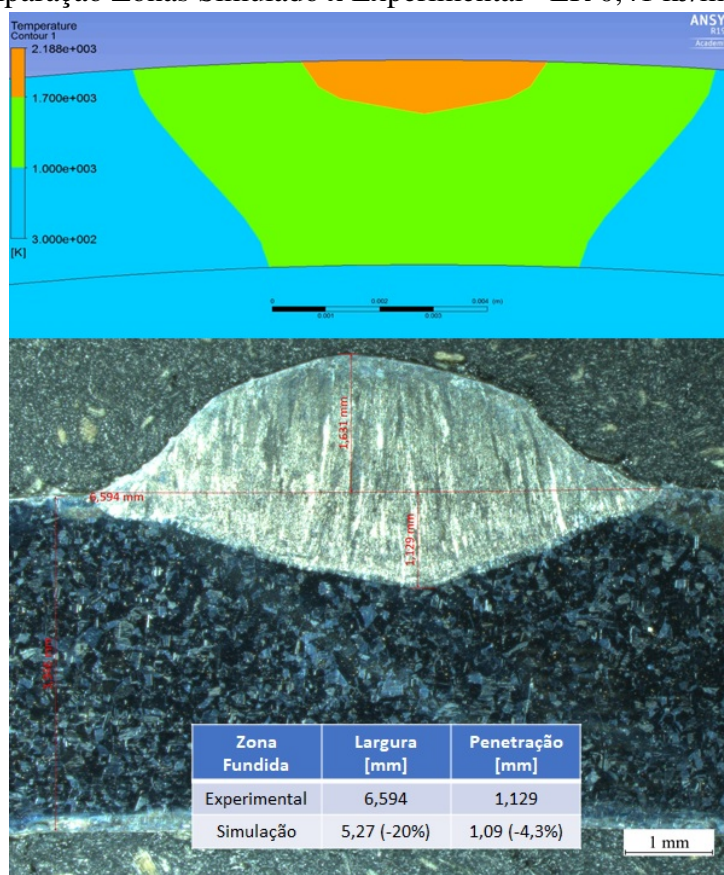


Figura 114 – Previsão da ZF por repartição térmica - AISI321 - ER 0,41 kJ/mm - Laminar.

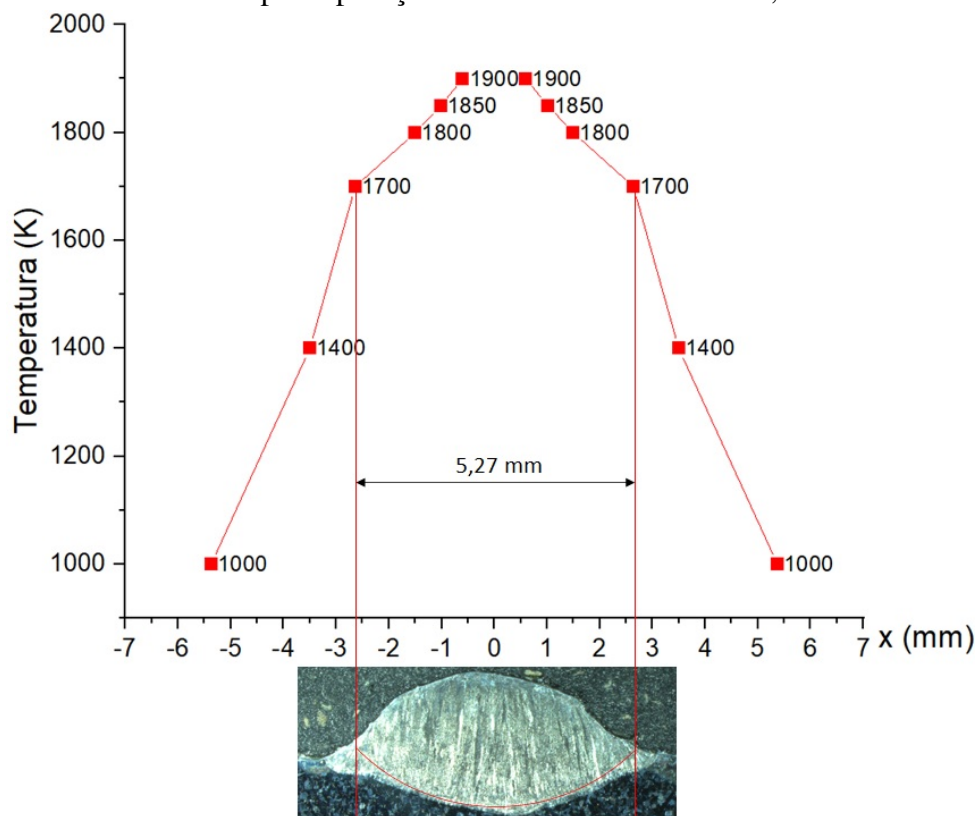
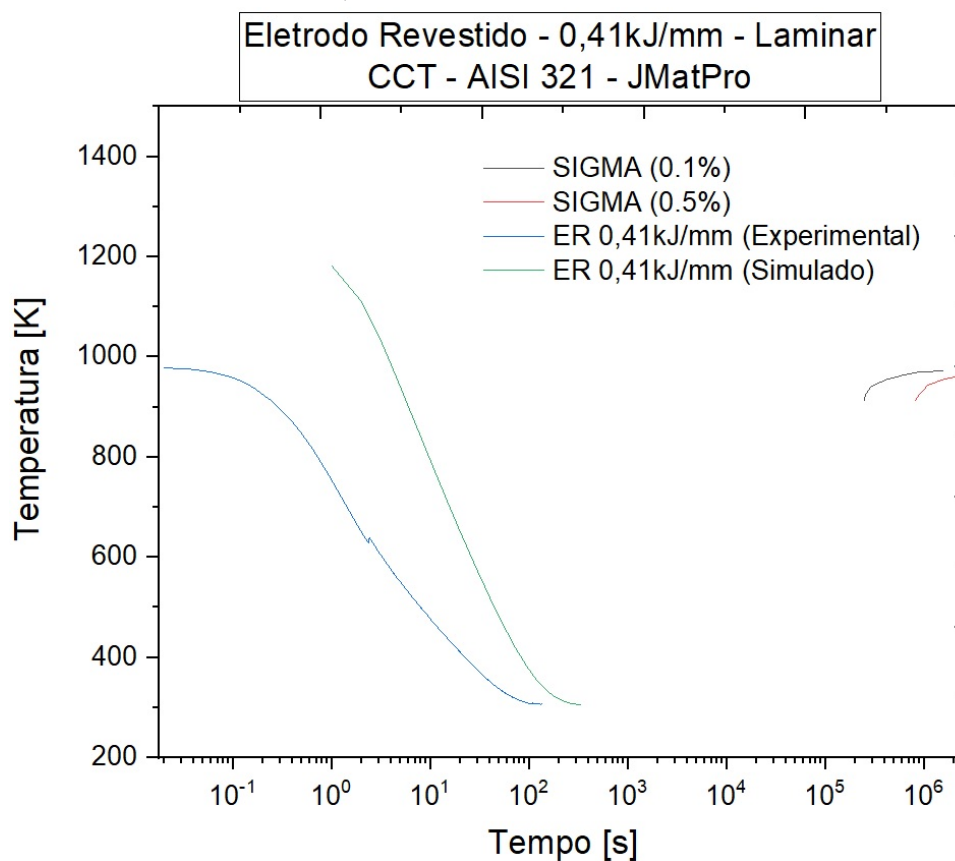


Figura 115 – CCT AISI 321 - ER 0,41 kJ/mm - Laminar.



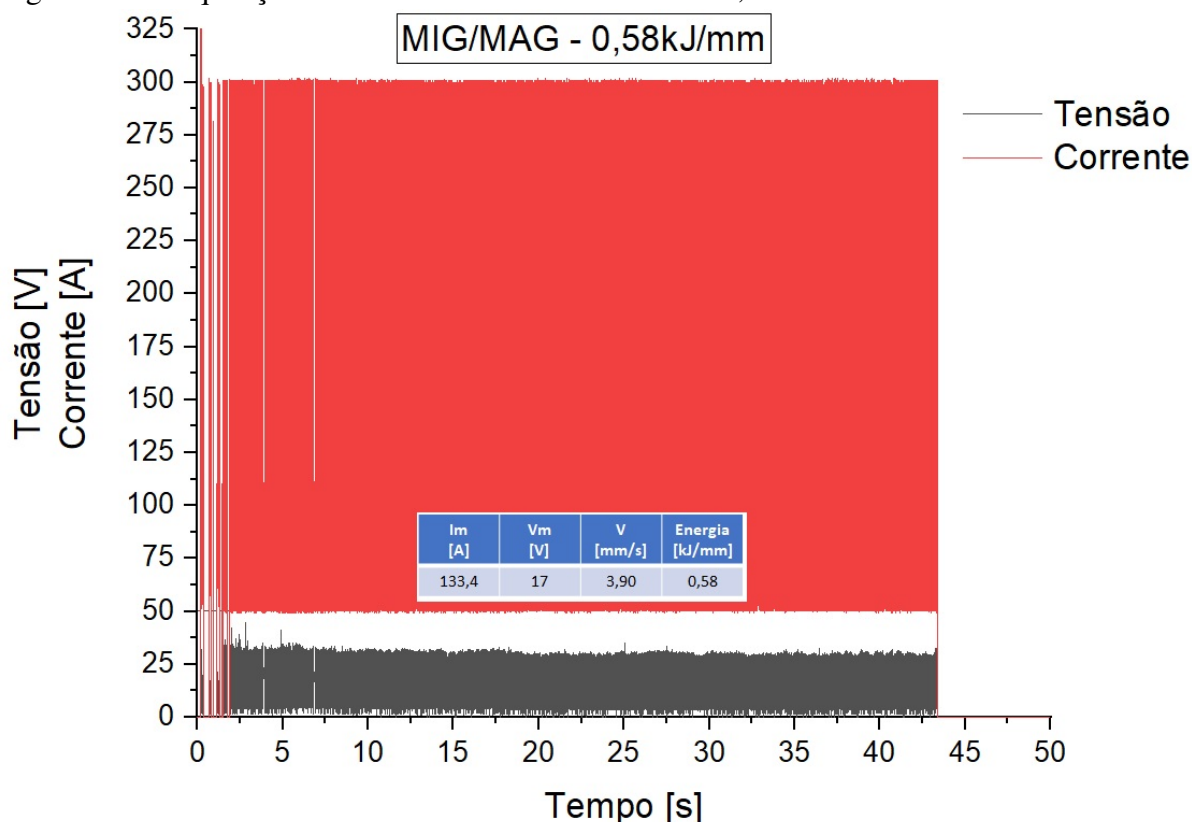


## 4.12 Resultados Experimentais - Soldagens MIG/MAG de tubo de aço inoxidável AISI 321 com escoamento em regime laminar

### 4.12.1 MIG/MAG - 0,58 kJ/mm - Escoamento Laminar

Conforme planejado, a soldagem MIG/MAG com energia igual 0,58 kJ/mm foi realizada e o sinal elétrico de tensão e corrente registrado, sendo mostrado na Figura 116. Pela figura vê-se que o registro da corrente tem uma variação numa faixa entre 50 e 300 A devido a transferência metálica característica do processo. A  $I_m$  igual a 133,4 A e  $V_m$  igual a 17, esses foram os dados de entrada referente a energia de soldagem na equação da fonte de calor.

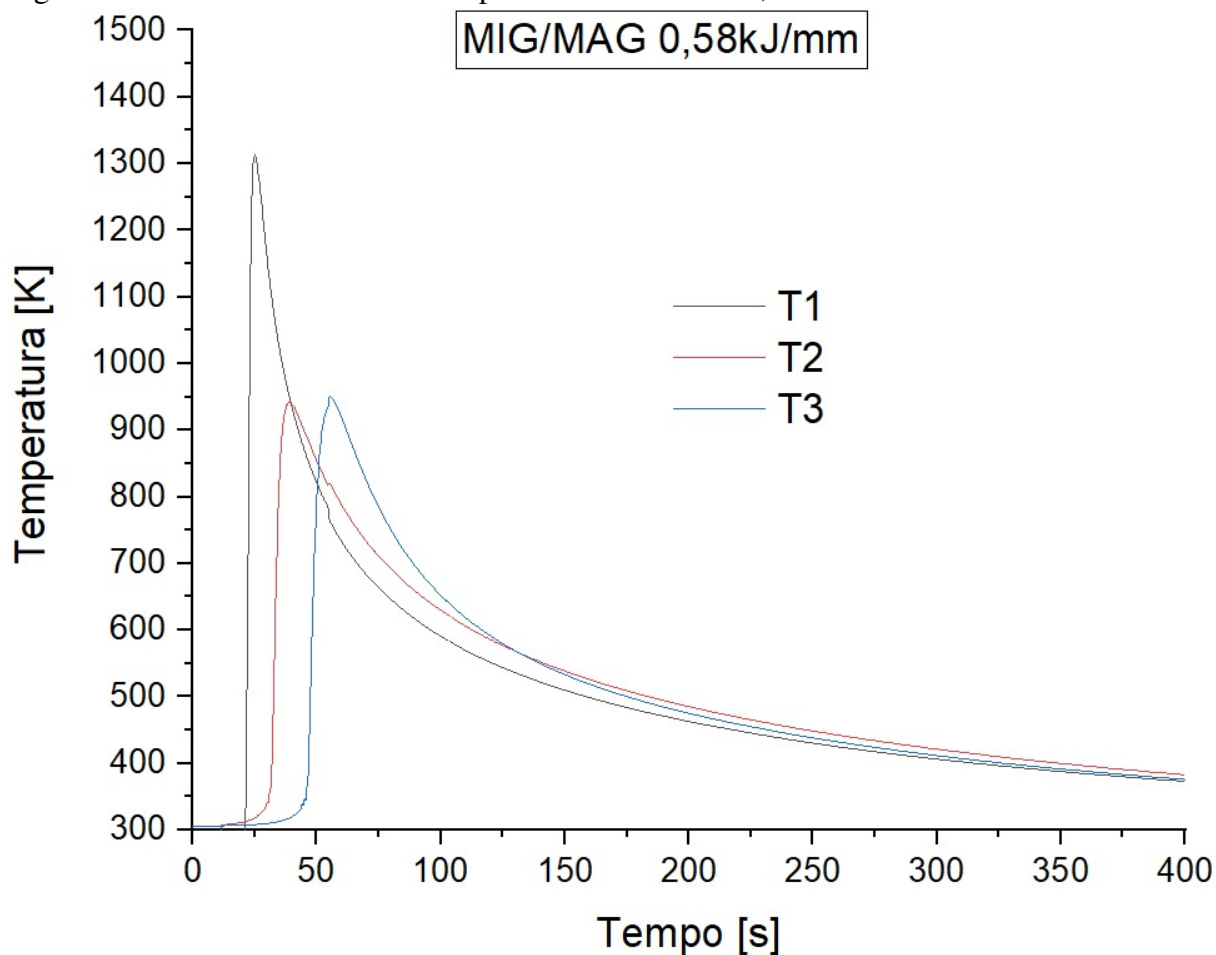
Figura 116 – Aquisição tensão e corrente - MIG/MAG - 0,58 kJ/mm - Laminar.



Durante a soldagem foi registrado os ciclos térmicos pelos termopares, os resultados são mostrados na Figura 117. Os três termopares registraram adequadamente, a diferença entre eles se deve ao posicionamento, uma pequena diferença neste pode ocasionar alterações consideráveis nas temperaturas. Além disso, a soldagem foi semiautomática, ou seja, variações do posicionamento da tocha podem ocorrer, influenciando nos registros dos termopares. Comparando com a previsão do programa Batelle conforme Tabela 9, neste caso soldado a previsão é

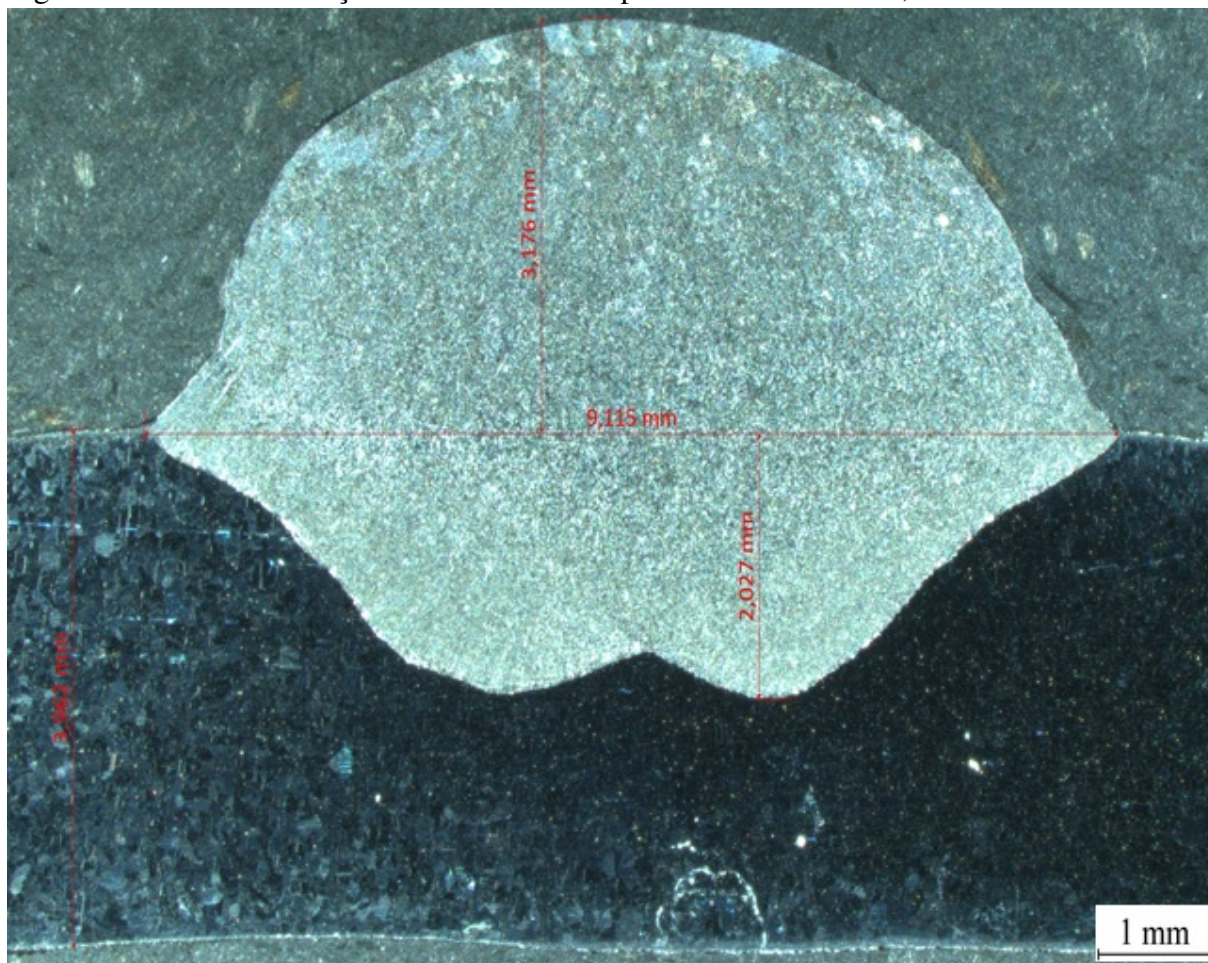
de 1046 K. A maior  $T_p$  experimental registrada foi igual a 1313,45 K, esta que foi utilizada nas comparações com a  $T_p$  simulada.

Figura 117 – Ciclos Térmicos Termopares - MIG/MAG - 0,58 kJ/mm - Laminar.



A Figura 118 mostra as medições da ZF, que servirão de base para os parâmetros geométricos da fonte de calor. A largura igual a 9,115 mm e penetração igual a 2,027 mm.

Figura 118 – Macro Medições das Zonas Termopares - MIG/MAG - 0,58 kJ/mm - Laminar.



Visando a caracterização da microestrutura após a soldagem foi feita a preparação de amostras a partir do tubo soldado e algumas das imagens que foram obtidas por microscopia são mostradas nas Figuras 119, 120 e 121. A Figura 119 mostra o MB na região próxima onde o termopar estava fixado e sua estrutura é igual aos casos explicados anteriormente, com a presença dos grãos austeníticos e TiC. Nas interfaces nas Figuras 120 e 121 visualiza-se, também, ZFP com uma ferrita colunar dendrítica, TiC e na ZF vê-se uma ferrita delta mais fina (KAMBLE A. G.; RAO, 2013).



Figura 119 – Metal Base - MIG/MAG 0,58 kJ/mm - Laminar - Aumento 200x.

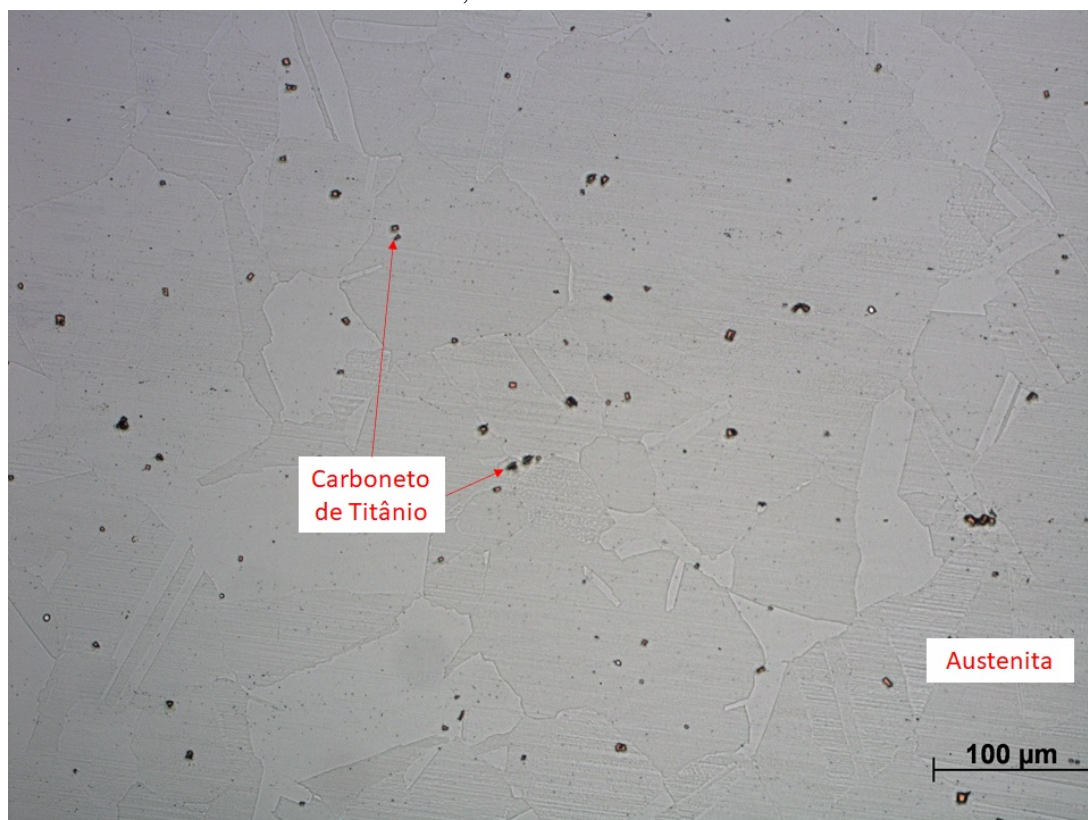


Figura 120 – Interface Central - MIG/MAG 0,58 kJ/mm - Laminar - Aumento 200x.

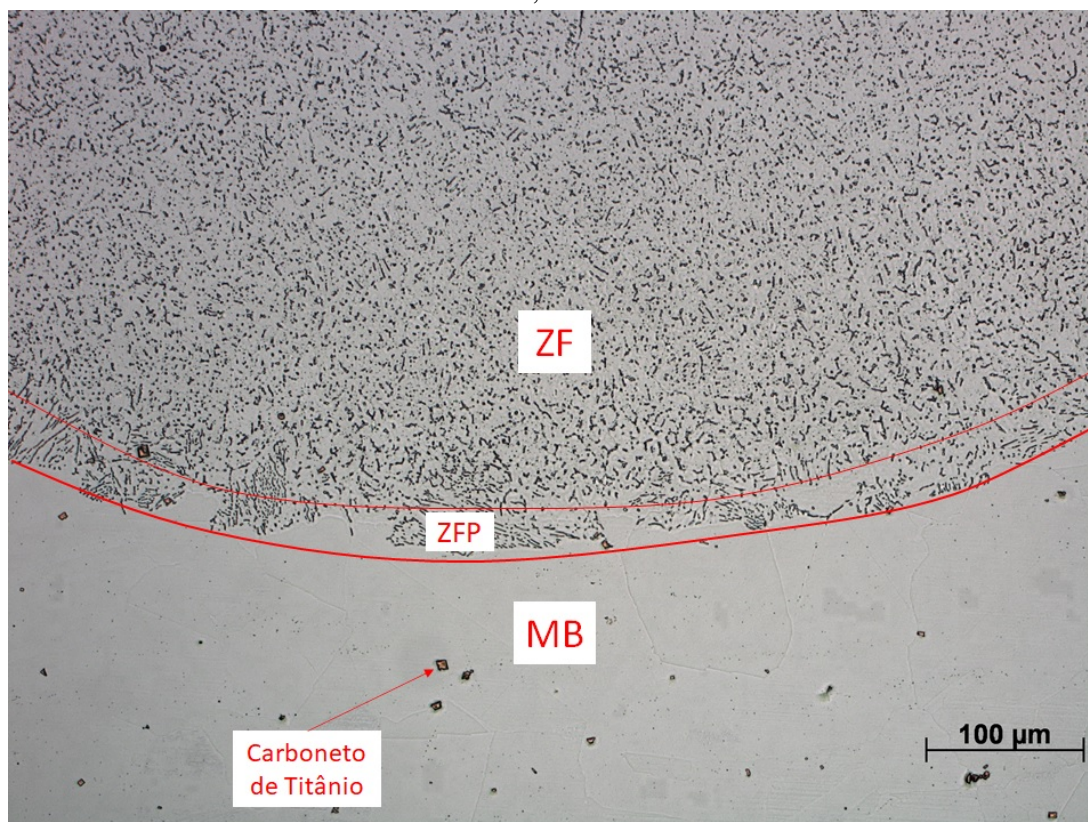
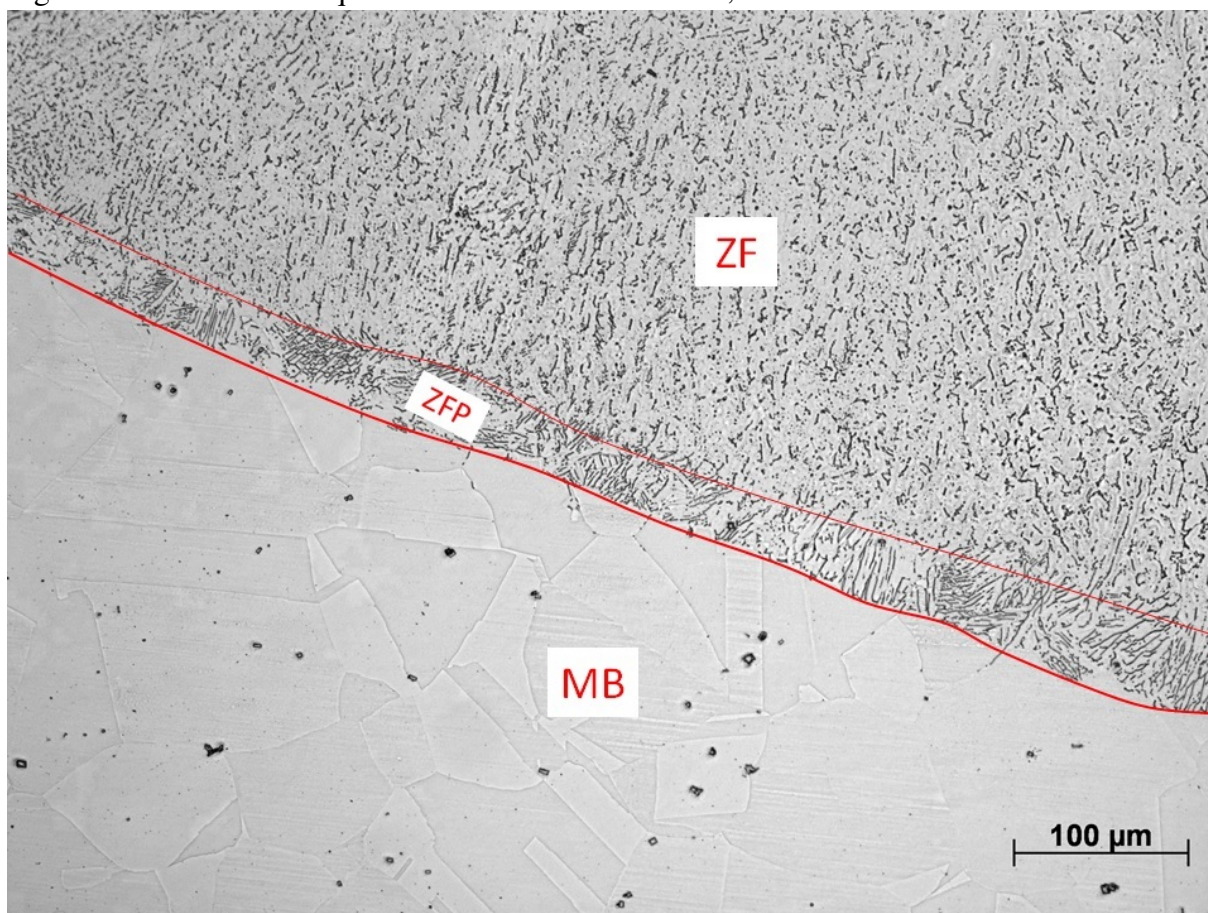




Figura 121 – Interface Esquerda e Direita - MIG/MAG 0,58 kJ/mm - Laminar - Aumento 200x.



#### 4.12.2 MIG/MAG - 0,81 kJ/mm - Escoamento Laminar

Conforme estabelecido foi performedo mais uma soldagem MIG/MAG com energia de soldagem mais alta, igual a 0,81 kJ/mm. A Figura 122 mostra a aquisição da tensão e corrente e os valores médios sendo  $I_m$  igual a 175,2 A e  $V_m$  igual a 16,7 V, que foram utilizados como entrada de energia na equação da fonte de calor.

Aquisição dos termopares foram registradas e os resultados são mostrados na Figura 123. Os três termopares registraram adequadamente os ciclos térmicos sendo as  $T_p$ 's iguais a 1537,85 K, 1390,85 K e 1377,45 K, todas acima da previsão do programa Batelle que foi igual a 1276 K. Portanto, foi selecionado os resultados dos três para comparar com as simulações numéricas.

Figura 122 – Aquisição tensão e corrente - MIG/MAG - 0,81 kJ/mm - Laminar.

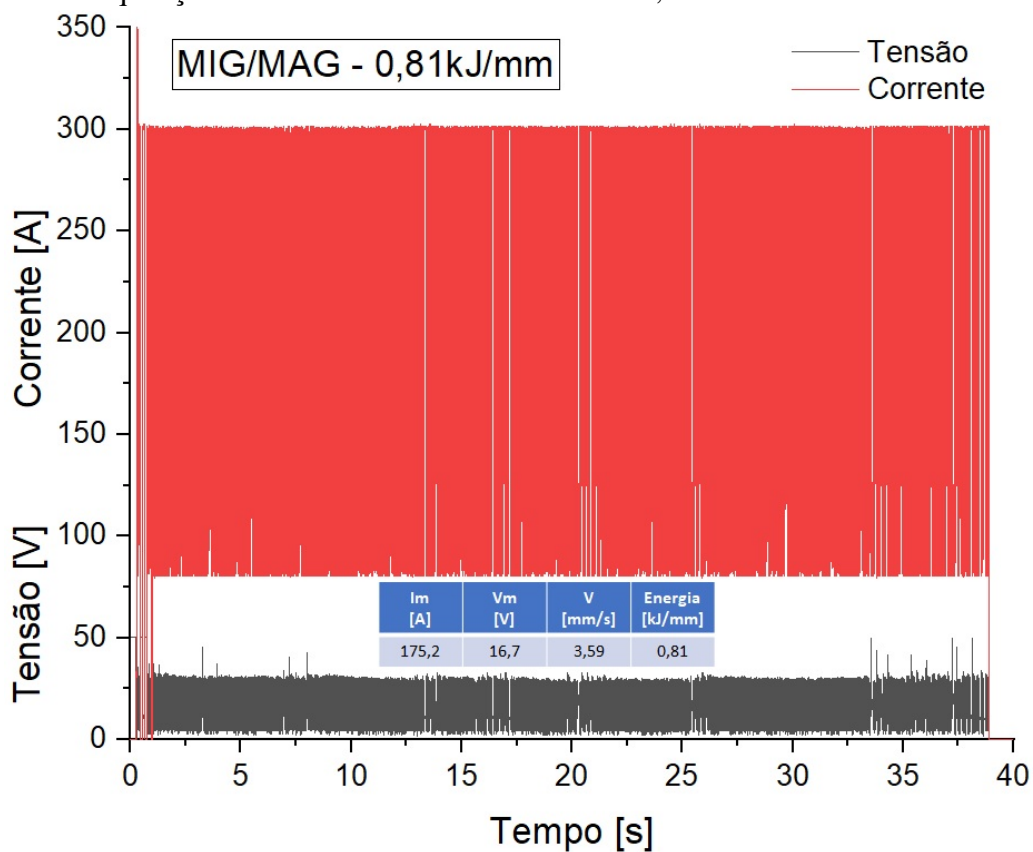
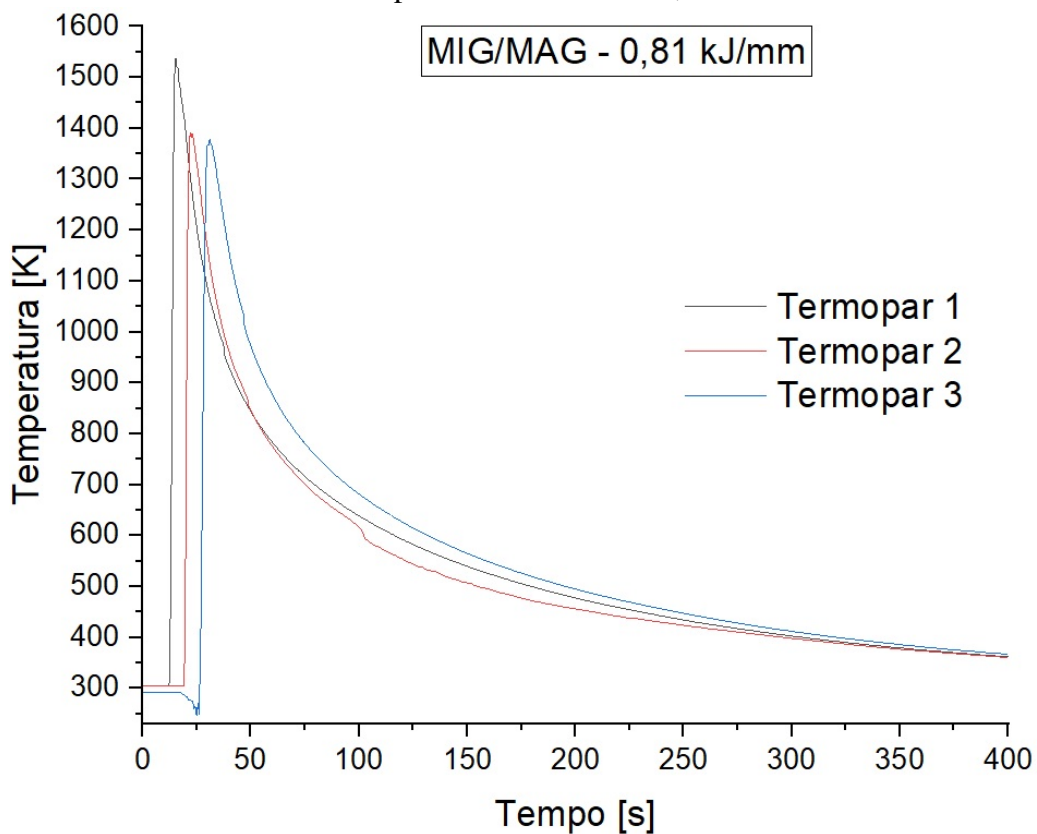


Figura 123 – Ciclos Térmicos Termopares - MIG/MAG - 0,81 kJ/mm - Laminar.





A Figura 124 mostra as medidas da ZF, largura igual a 9,863 mm e penetração igual a 1,849 mm. Em comparação com a soldagem MIG/MAG anterior a penetração foi um pouco menor, a largura foi maior e o reforço significativamente maior. Com a velocidade de soldagem menor (3,59 mm/s) houve mais tempo para deposição e assim mais difusão de calor na superfície do tubo (MESSLER, 1999).

A imagem do MB próximo ao termopar não apresenta alterações devido ao ciclo térmico, conforme mostra a Figura 125. As imagens das interfaces (Figuras 126 e 127) mostram as mesmas características das considerações relativa a soldagem MIG/MAG anterior de menor energia.

Figura 124 – Macro Medições das Zonas Termopares - MIG/MAG - 0,81 kJ/mm - Laminar.

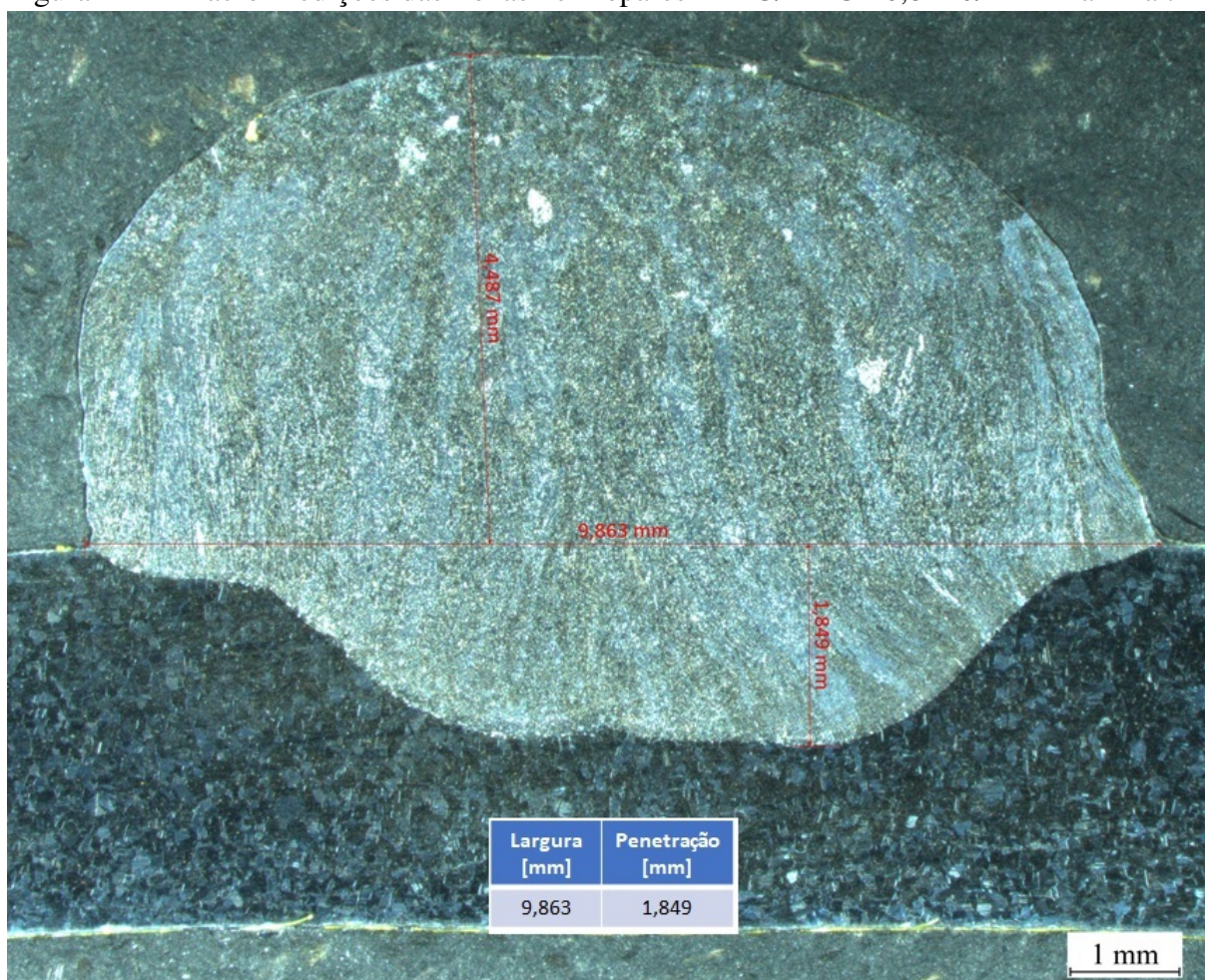




Figura 125 – Metal Base - MIG/MAG 0,81 kJ/mm - Laminar - Aumento 200x.

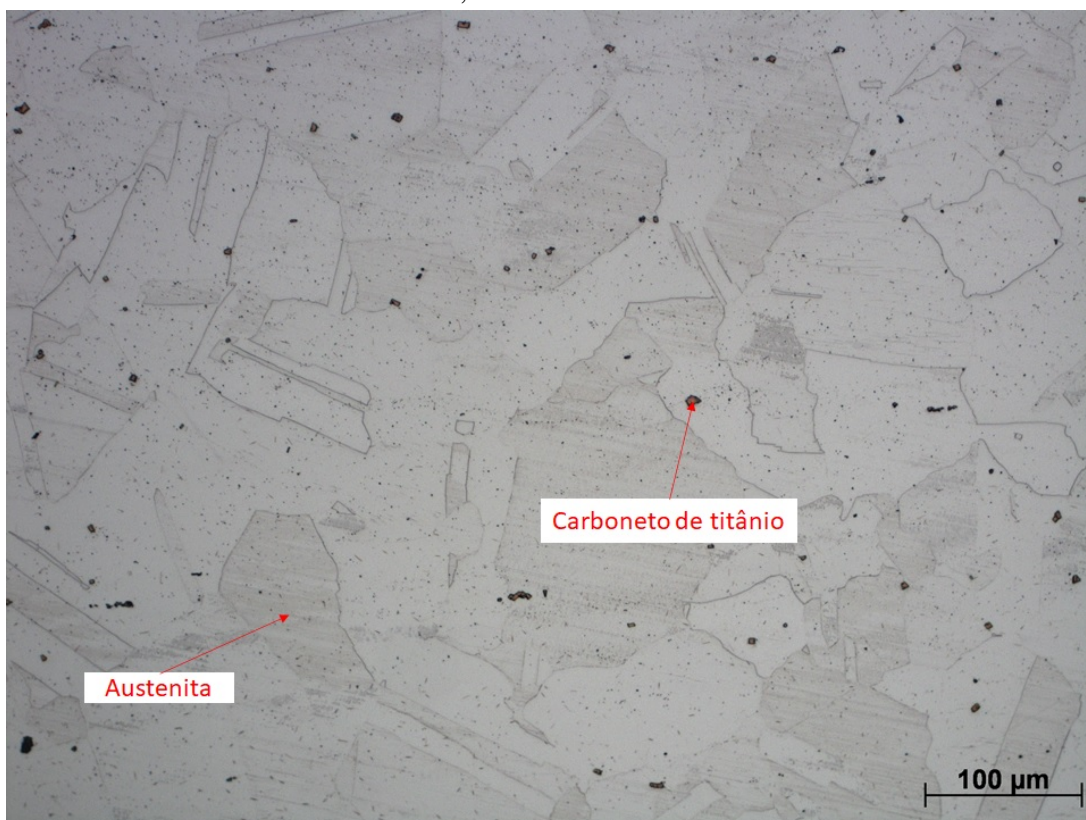


Figura 126 – Interface Central - MIG/MAG 0,81 kJ/mm - Laminar - Aumento 200x.

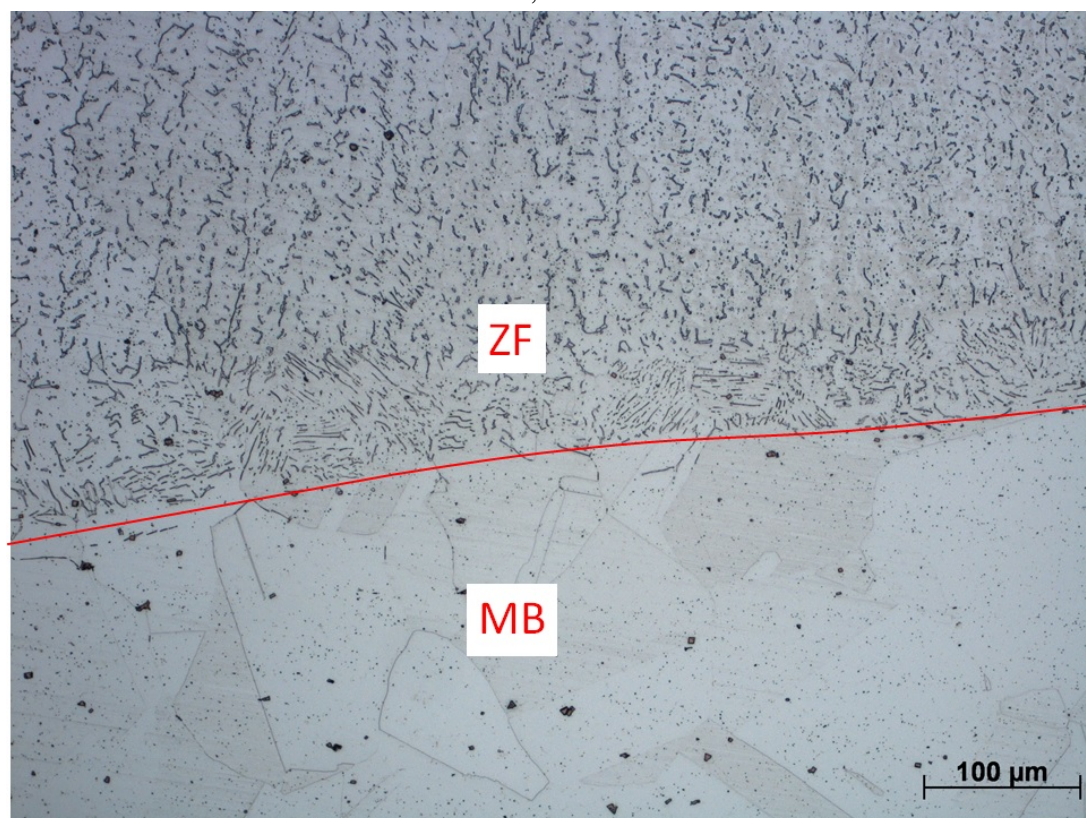
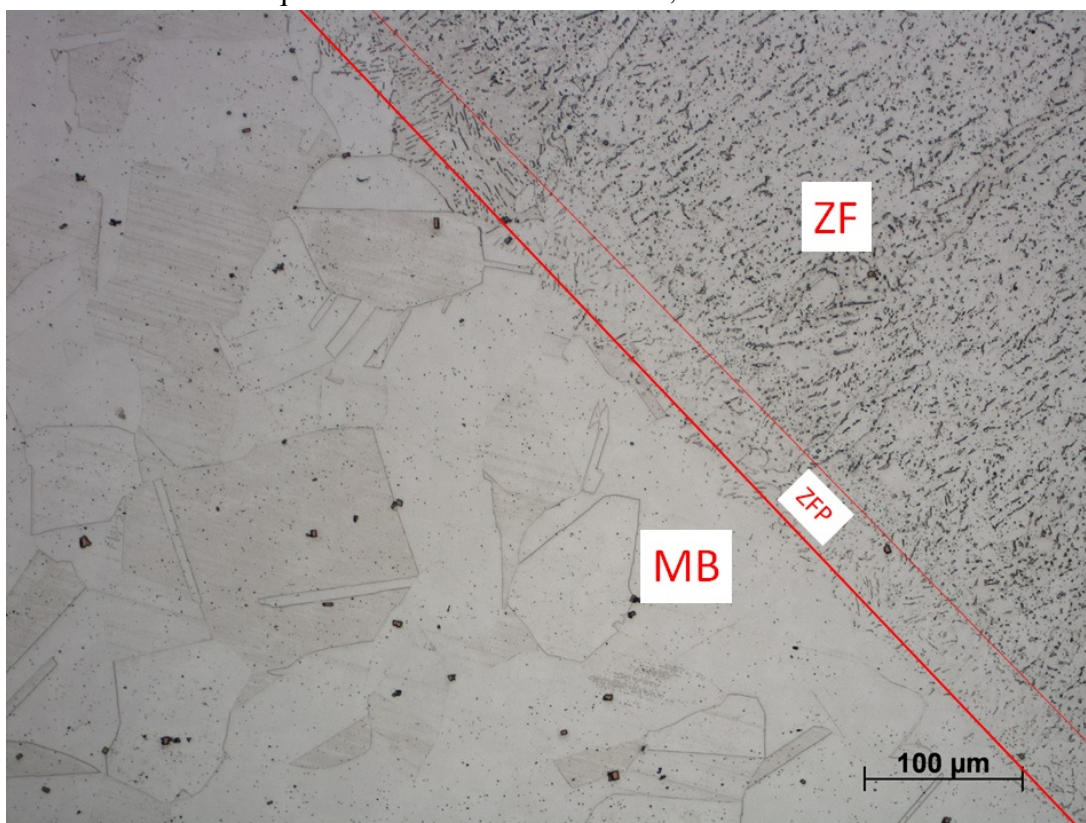


Figura 127 – Interface Esquerda e Direita - MIG/MAG 0,81 kJ/mm - Laminar - Aumento 200x.



#### 4.13 Simulação Numérica - Soldagens MIG/MAG de tubo de aço inoxidável AISI 321 com escoamento em regime laminar

##### 4.13.1 MIG/MAG - 0,58 kJ/mm - Escoamento Laminar

Conforme os resultados experimentais obtidos, segue o estudo do comprimento da fonte de calor em relação a largura da fonte, conforme a Figura 129. Utilizando o ciclo térmico obtido pelo Termopar 1 como base para comparação, o ciclo térmico com comprimento da fonte de calor igual a três vezes a largura se aproxima mais da  $T_p$  mas a medidas da ZF se tornam bem diferentes. A melhor relação continuou sendo uma vez a largura.

Visando a aproximação das  $T_p$ 's a eficiência utilizada foi a mais baixa da faixa sugerida na literatura. A eficiência do processo de soldagem é influenciada por diversos fatores, conforme discutido na revisão bibliográfica, como, por exemplo, a altura do arco. Neste caso, a soldagem foi feita de forma semiautomática, o operador tinha que controlar a altura do arco e a fonte alimentava o arame. Talvez nesta soldagem, o soldador teve dificuldades em manter a trajetória descrita ou a altura do arco que mantivesse a eficiência térmica na média ou acima dela. Portanto, na simulação do ciclo de térmico, a eficiência foi reduzida para o menor valor



possível dentro da faixa (0,75), sendo o resultado obtido mostrado na Figura 128.

A Tabela 22 mostra os resultados das Temperaturas de Pico, onde o valor da  $T_p$  simulada ficou diferente da  $T_p$  experimental apenas 7,5%, sendo uma precisão adequada. Analisando a comparação das medidas da ZF, também se consegue boas previsões, conforme mostram as Figuras 130 e 131. A largura da ZF simulada é menor cerca de 18%, isso pode ser explicado mais uma vez devido ao modelo numérico não prevê adição de material. A previsão da penetração tem um erro de 5%, o que é excelente para engenharia (OGINO Y.; HIRATA, 2018; BJELIC, 2021).

Figura 128 – Ciclos Térmicos Simulado x Experimental - MIG/MAG 0,58 kJ/mm - Laminar.

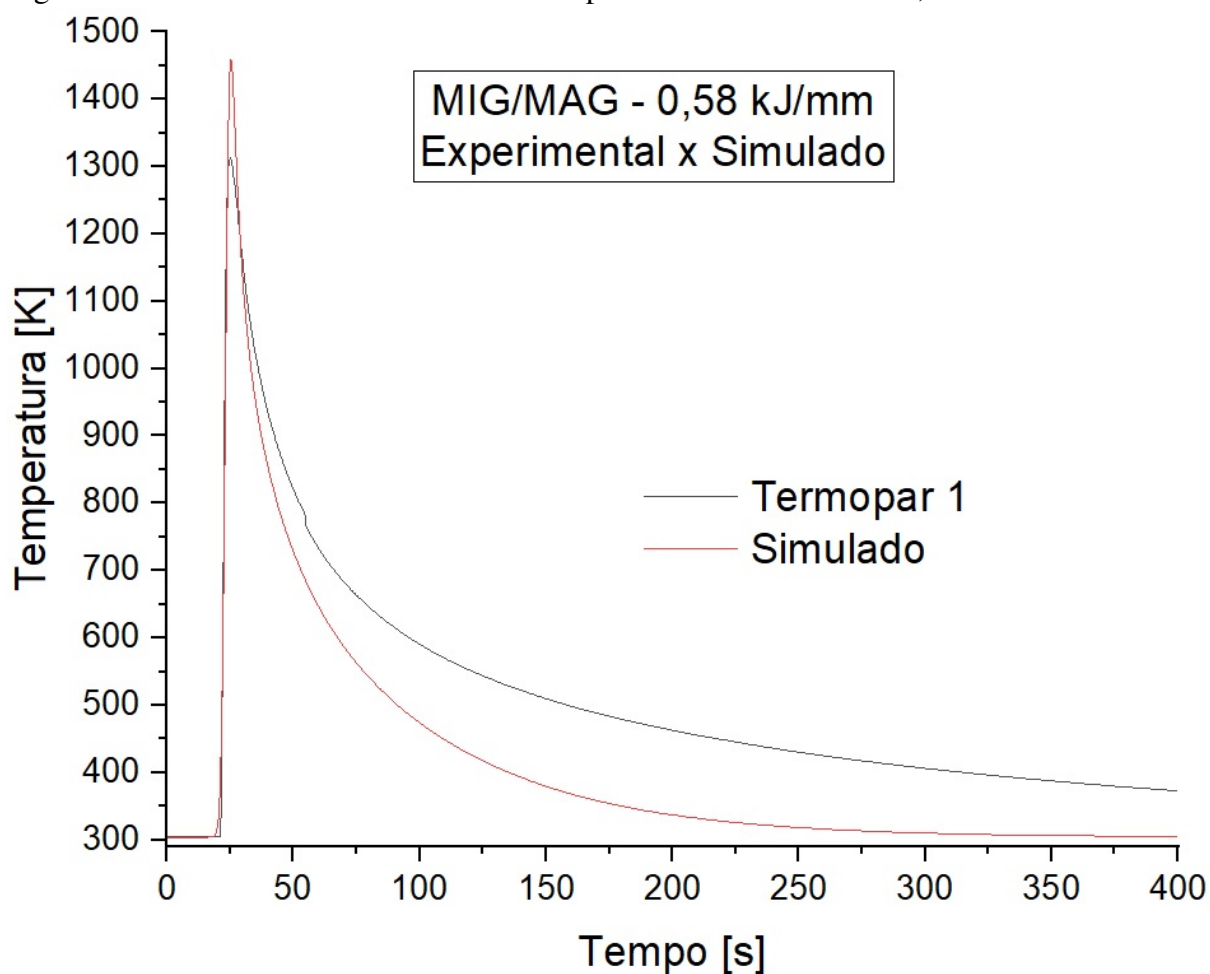
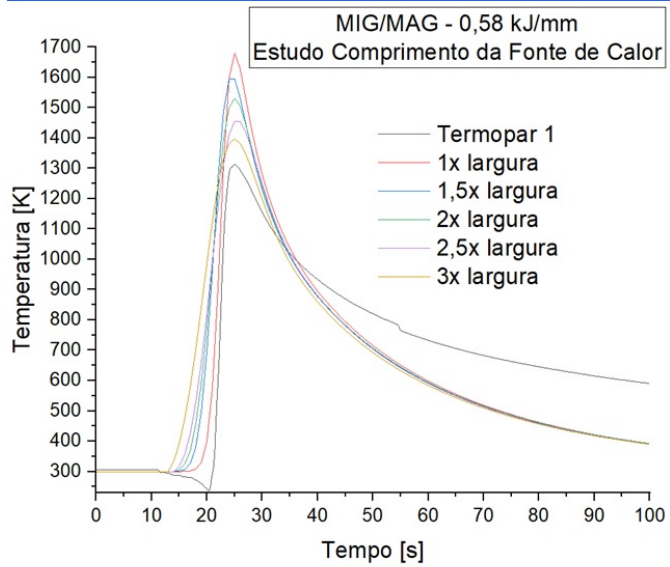
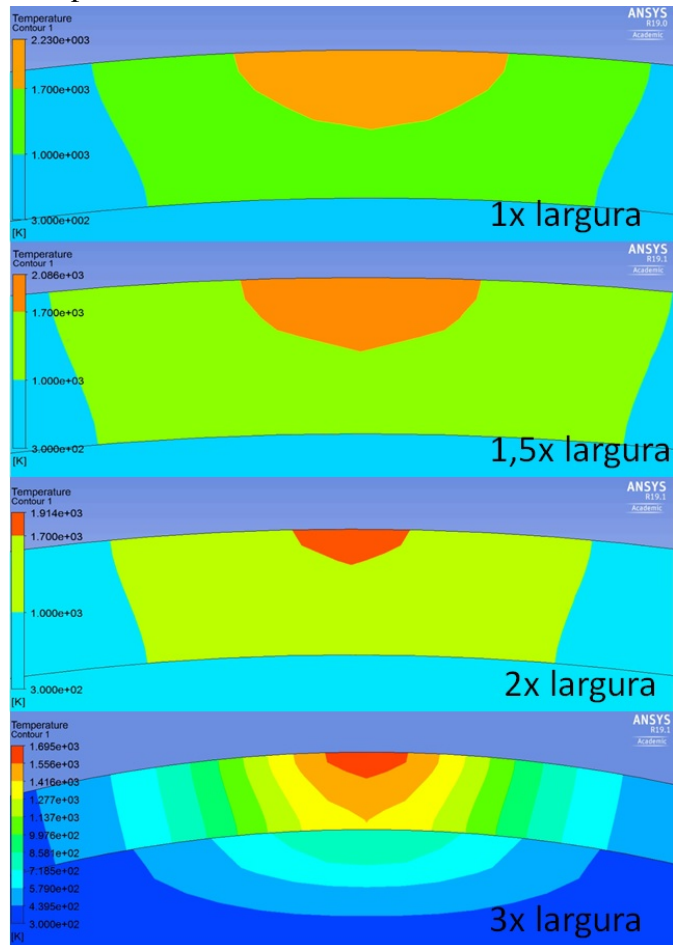


Figura 129 – Estudo Comprimento Fonte de Calor - MIG/MAG - 0,58 kJ/mm - Laminar.



MIG/MAG - 0,58 kJ/mm			
	Tp [K]	%erro x Experimental	%erro x Batelle
1x	1679,95	+27,90	+60,51
1,5 x	1595,37	+21,46	+52,52
2x	1531,42	+16,59	+46,40
3x	1397,08	+6,36	+33,56
Experimental	1313,45	-	-
Batelle	1046	-	-

Tabela 22 – Temperaturas de pico - MIG/MAG - 0,58 kJ/mm - Laminar

	Temperatura de Pico [K]
<b>Batelle</b>	1046
<b>Experimental</b>	1313,45
<b>Simulado</b>	1413,10 (+7,5%)

Figura 130 – Comparação Zonas Simulado x Experimental - MIG/MAG - 0,58 kJ/mm - Laminar.

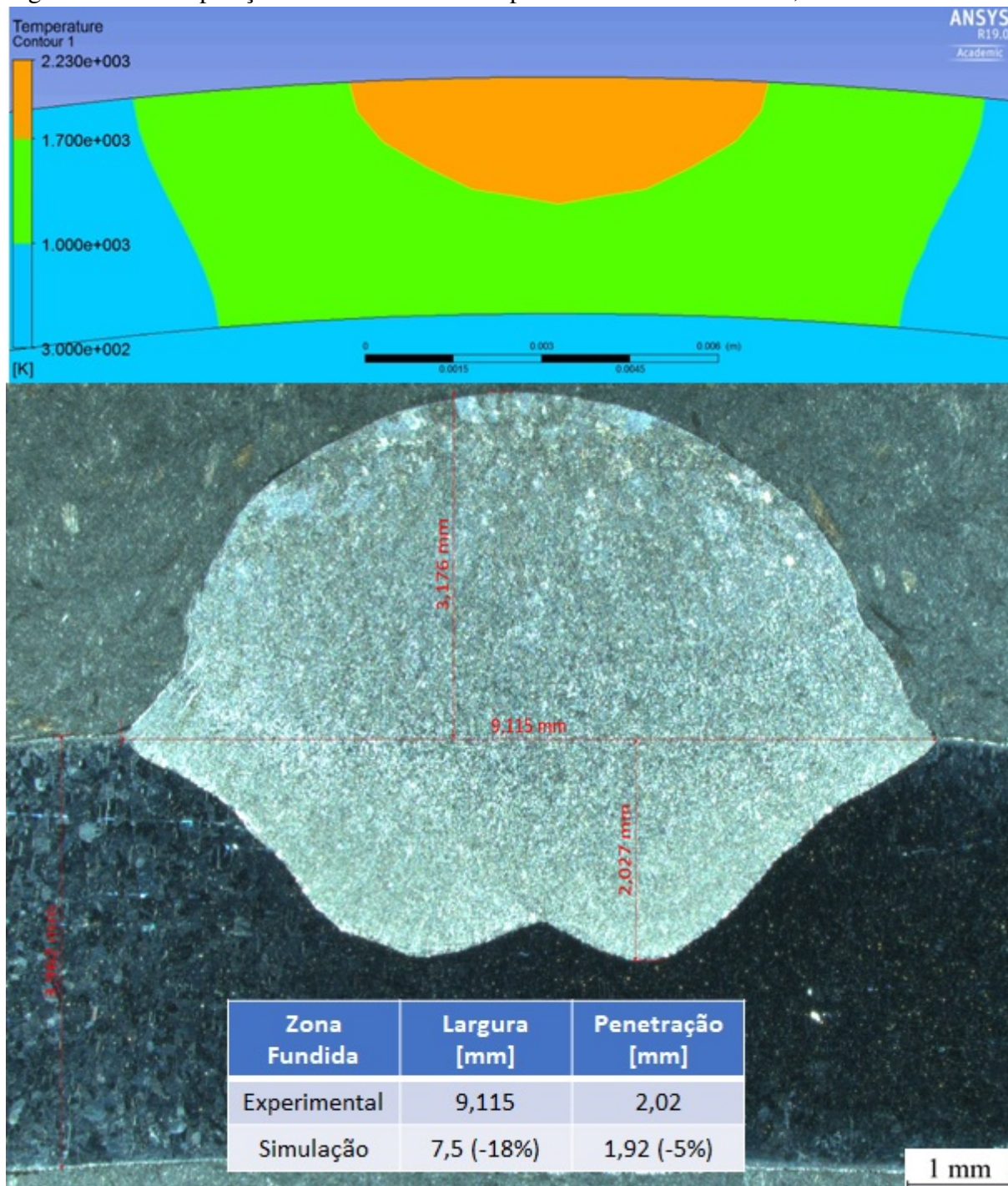
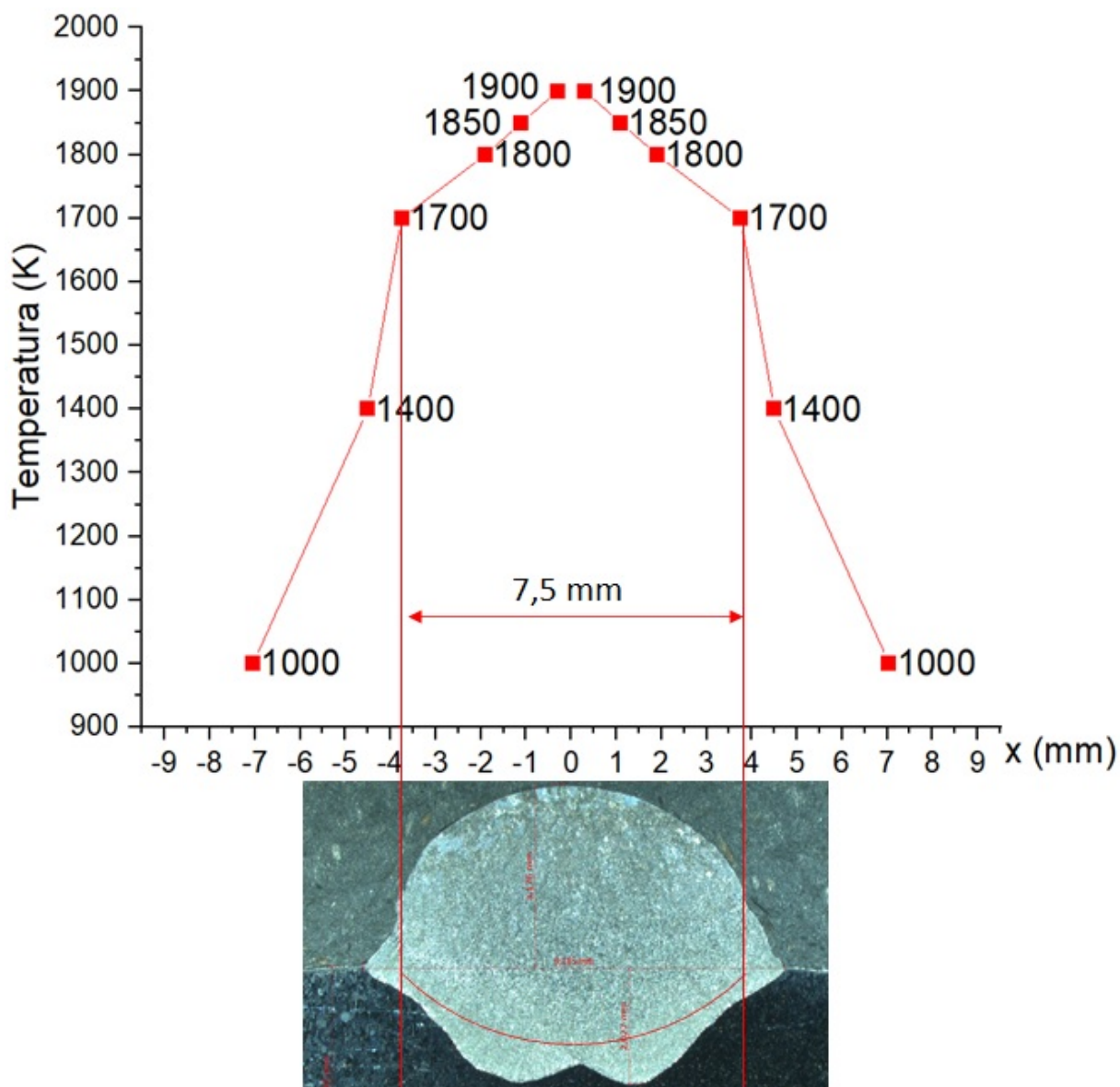


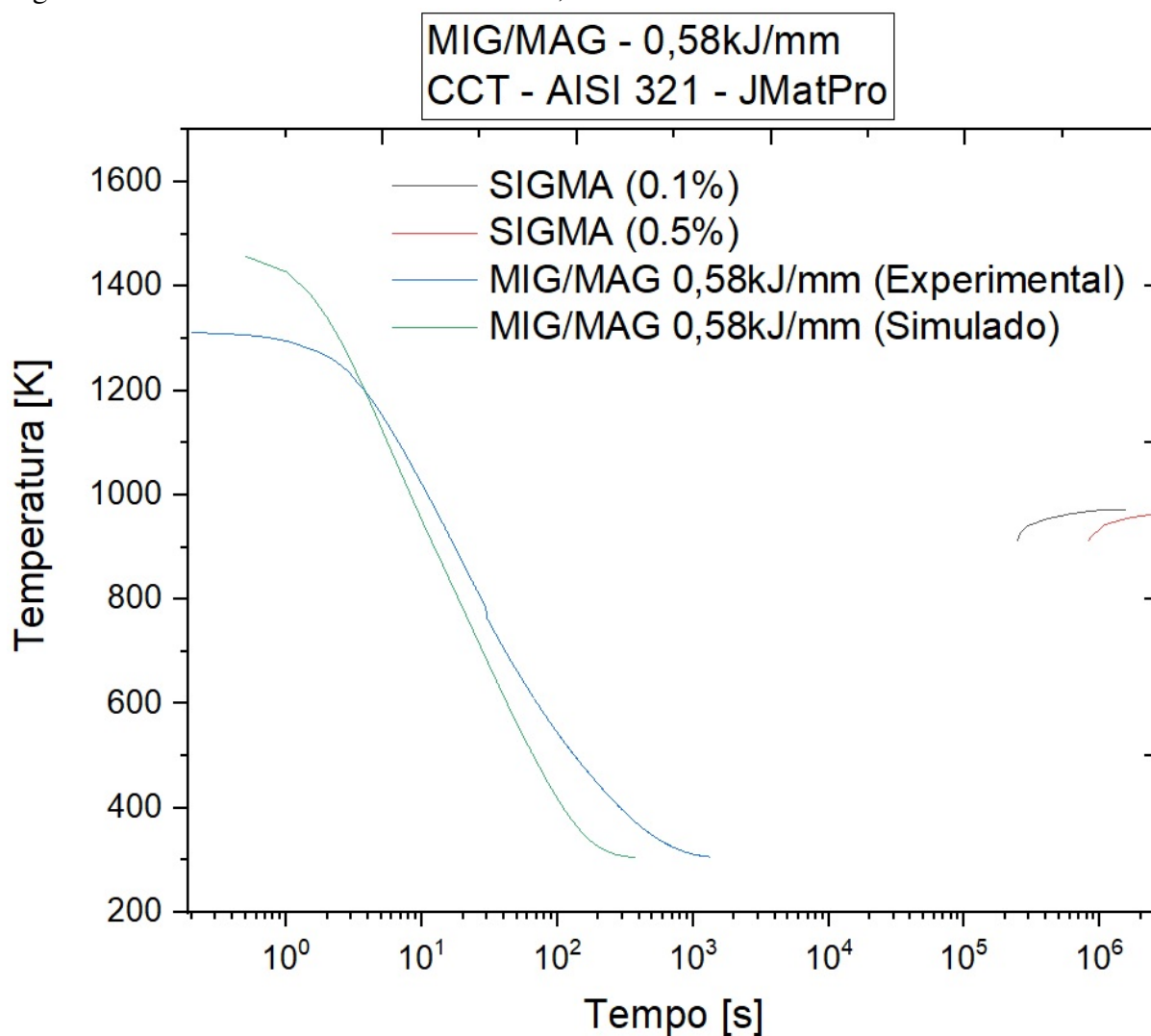
Figura 131 – Previsão da ZF por repartição térmica - AISI321 - MIG/MAG 0,58 kJ/mm - Laminar.



Foram inseridas as curvas de resfriamento experimental e simulada no diagrama CCT para o aço inoxidável austenítico AISI 321 gerado por simulação pelo programa JMatPro, apresentado na Figura 132. Observa-se que as curvas estão relativamente próximas, mas bem distantes de gerar alguma alteração metalúrgica importante.



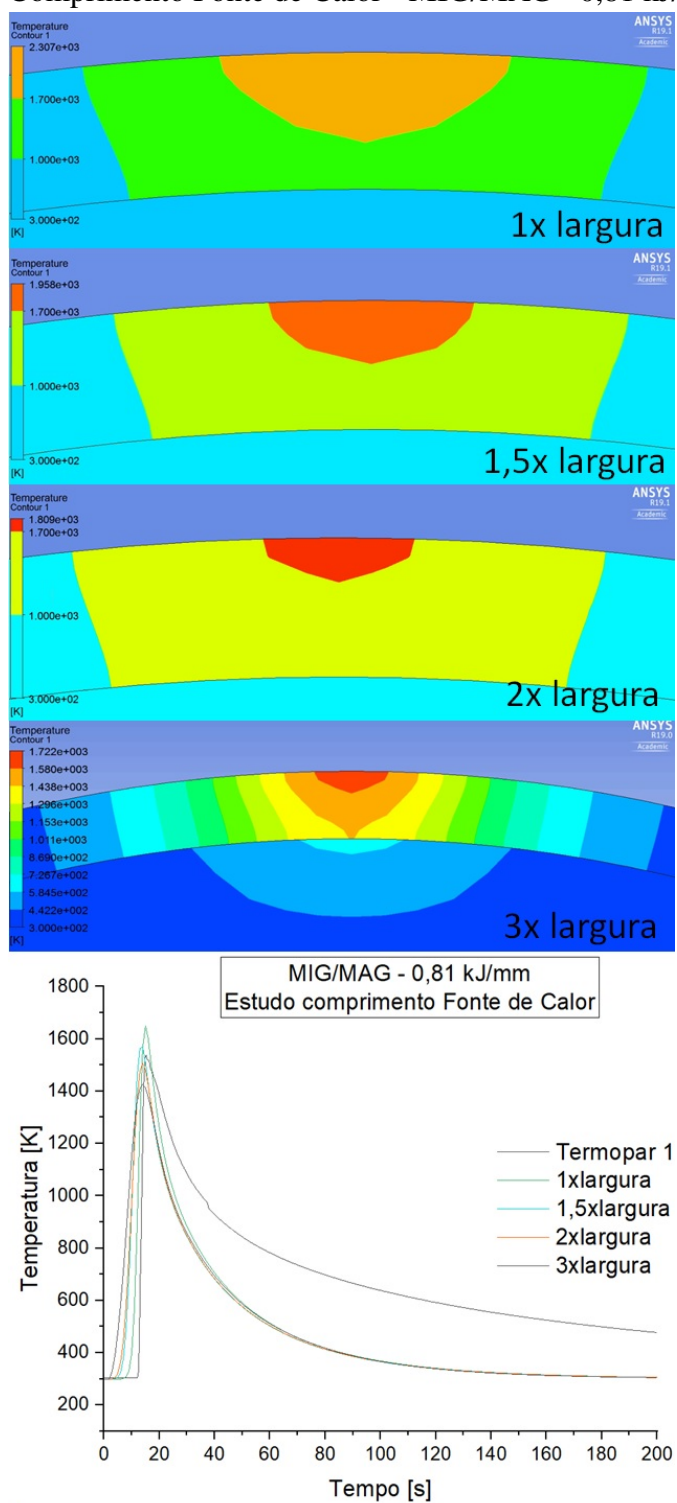
Figura 132 – CCT AISI 321 - MIG/MAG - 0,58 kJ/mm - Laminar.



#### 4.13.2 MIG/MAG - 0,81 kJ/mm - Escoamento Laminar

Neste caso o Termopar 1 foi utilizado como base de comparação para o estudo do comprimento da fonte de calor, pois este atingiu a maior  $T_p$ . Na Figura 133 observa-se que mais uma vez a melhor relação é uma vez a largura, tanto para o ciclo térmico como para as dimensões da zona de fundida. A Figura 134 mostra a comparação dos ciclos térmicos experimentais e simulados. Apesar das diferenças na fase de resfriamento, nota-se que o modelo numérico produz resultados próximos dos experimentais. A Tabela 23 mostra o resumo dos resultados das  $T_p$ 's e a boa precisão alcançada (7,27 %).

Figura 133 – Estudo Comprimento Fonte de Calor - MIG/MAG - 0,81 kJ/mm - Laminar.



MIG/MAG - 0,81 kJ/mm			
	Tp [K]	%erro x Experimental	%erro x Batelle
1x	1649,73	+7,27	+29,28
1,5 x	1566,53	+1,86	+22,76
2x	1507,27	-1,98	+18,12
3x	1426,39	-7,24	+11,78
Experimental	1537,85	-	-
Batelle	1276	-	-

Figura 134 – Ciclos Térmicos Simulado x Experimental - MIG/MAG 0,81 kJ/mm - Laminar.

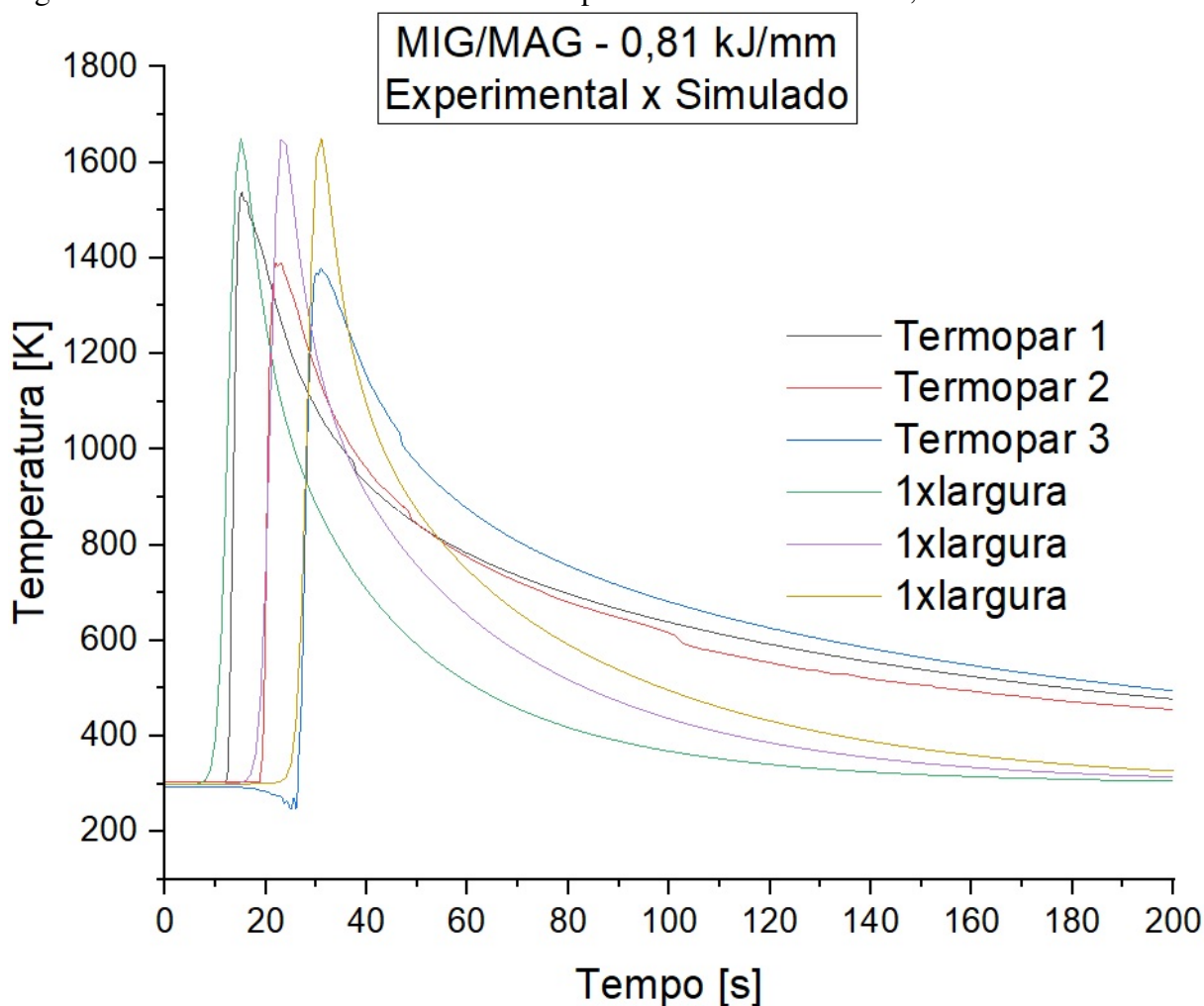


Tabela 23 – Temperaturas de pico - MIG/MAG - 0,81 kJ/mm - Laminar

	Temperatura de Pico [K]
<b>Batelle</b>	1276
<b>Experimental</b>	1537,85
<b>Simulado</b>	1649,73 (+7,27%)

Fazendo a comparação das ZF's experimental e simulada, as Figuras 135 e 136 mostram os resultados, as porcentagens das diferenças são de boas precisões (10%, 13%), aproximações parecidas foram alcançadas por Ogino Y.; Hirata (2018) e Bjelic (2021).

A Figura 137 mostra as curvas de resfriamento experimental e simulada inseridas no diagrama CCT AISI 321. As curvas estão bem próximas, demonstrando a boa previsão realizada pelo modelo numérico. Porém, as curvas ainda estão bem distantes de cruzar as curvas das possíveis fases SIGMA.



Figura 135 – Comparação Zonas Simulado x Experimental - MIG/MAG - 0,81 kJ/mm - Laminar.

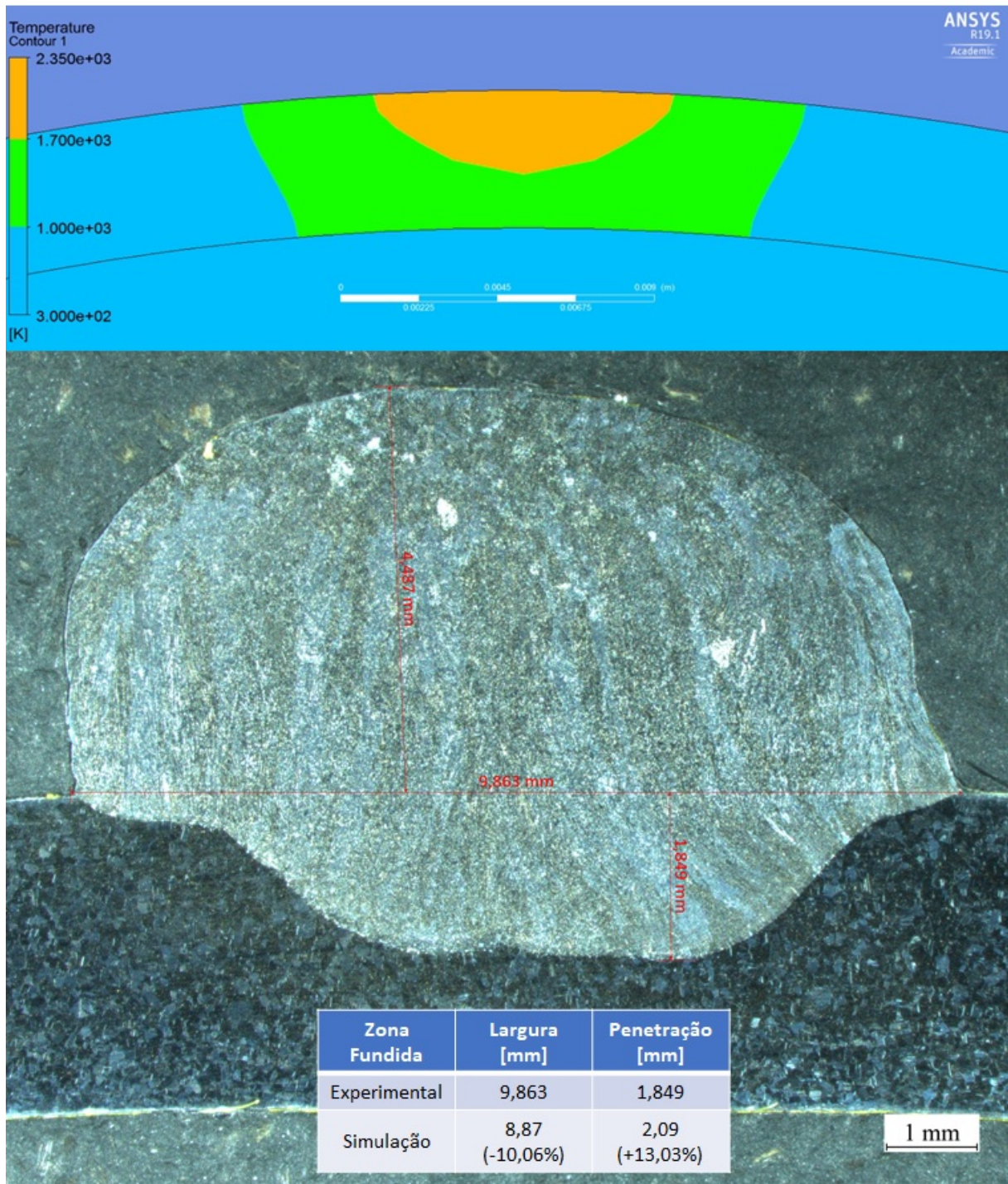


Figura 136 – Previsão da ZF por repartição térmica - AISI321 - MIG/MAG 0,81 kJ/mm - Laminar.

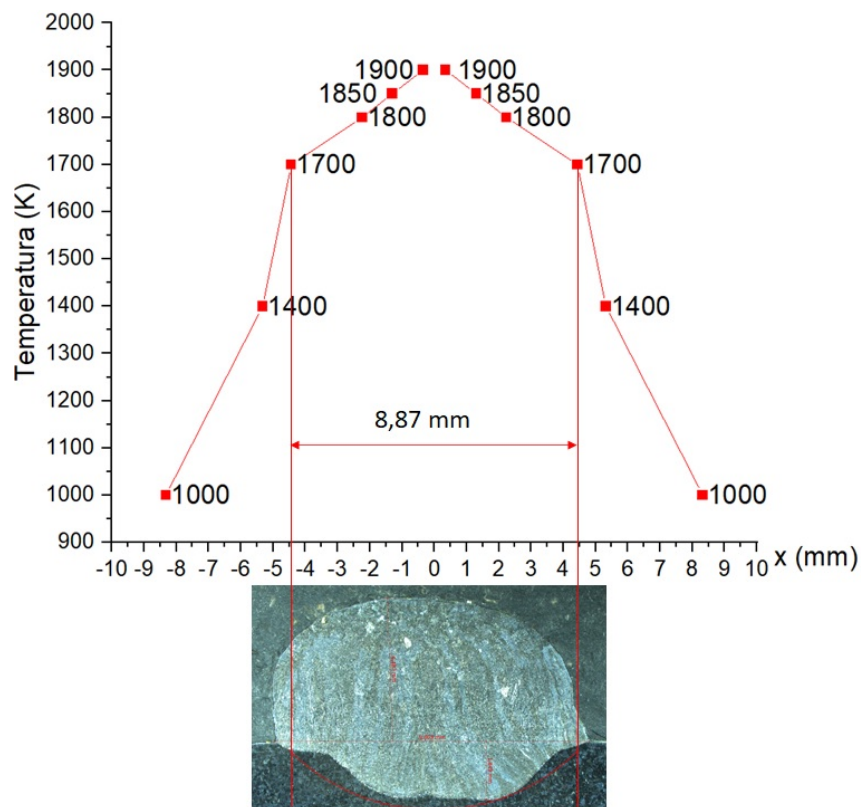
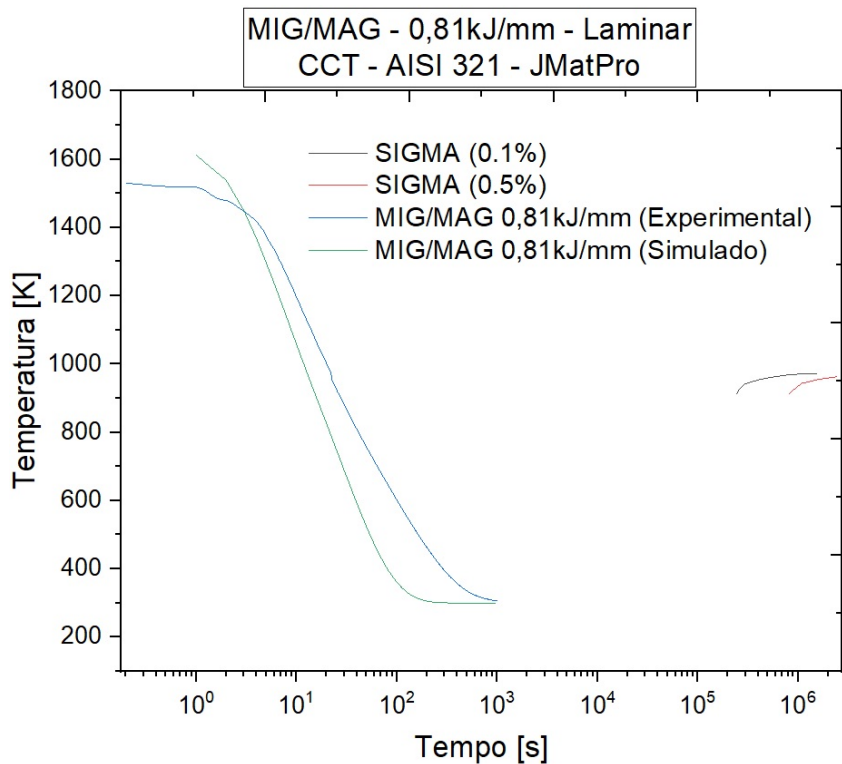


Figura 137 – CCT AISI 321 - MIG/MAG - 0,81 kJ/mm - Laminar.



#### 4.14 Considerações finais

A Figura 138 e a Tabela 24 mostram um resumo dos resultados dos ciclos térmicos,  $T_p$ 's, penetração e largura obtidos nas soldagens experimentais e simulações numéricas. Através dos ciclos térmicos nota-se que os resultados simulados, comparados com os ciclos térmicos experimentais, possui boas aproximações. Também mostra as comparações entre resultados experimentais e simulados com suas respectivas porcentagens de erros. A diferença média foi igual a 5,5% na  $T_p$ , 12% na penetração e 29,61% na largura. Nota-se que o modelo é muito preciso para as soldagens TIG autógena, isso acontece porque o modelo proposto resolve apenas a distribuição térmica. Já nas soldagens com adição de material, as previsões de  $T_p$  são menos precisas, mas de boas aproximações. A respeito das dimensões (largura e penetração) da ZF percebe-se que as diferenças são maiores, principalmente, no caso do ER 0,72 kJ/mm, isso pode ser explicado devido ao modelo não prevê a adição de material e todos os seus fenômenos térmicos envolvidos.

Figura 138 – Ciclos Térmicos - Resumo

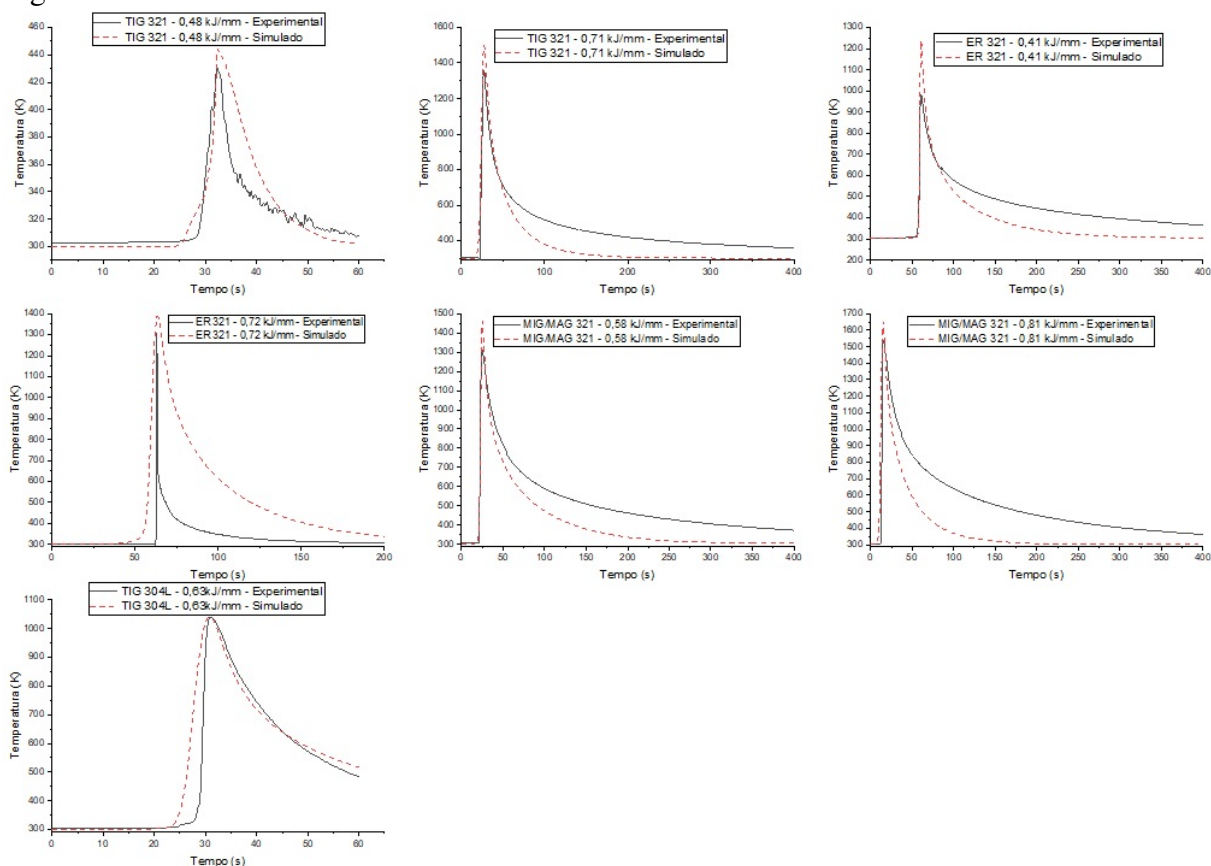




Tabela 24 – Resumo resultados Tp, Penetração e Largura

Processo	Tp [K]		Penetração [mm]		Largura [mm]		
	Batelle	Experimental	Simulado (erro%)	Experimental	Simulado (erro%)	Experimental	Simulado (erro%)
TIG 304L 0,63 kJ/mm Laminar	1075,15	1064,31	1039,509 (2,3%)	1,4	1,43 (2,14%)	7,69	4,89 (35%)
TIG AISI 321 0,48 kJ/mm Turbulento	462	442,75	444,50 (0,4%)	1,1	1,3 (18,2%)	3,9	4,13 (6%)
TIG AISI 321 0,71 kJ/mm Laminar	1048	1358,15	1498,61 (10,35%)	1,69	1,85 (8,64%)	5,812	5,68 (2,23%)
MIG/MAG AISI 321 0,58 kJ/mm Laminar	1046	1331,45	1413,1 (7,5%)	2,02	1,92 (5%)	9,115	7,5 (18%)
MIG/MAG AISI 321 0,81 kJ/mm Laminar	1276	1537,85	1649,73 (7,27%)	1,849	2,09 (13,03%)	9,863	8,87 (10,06%)
Eletrodo Revestido AISI 321 0,41 kJ/mm Laminar	1167	979,8	1228,68 (25,4%) (5,28% x Batelle)	1,129	1,08 (4,03%)	6,594	5,27 (20,07%)
Eletrodo Revestido AISI 321 0,72 kJ/mm Laminar	1234	1311,25	1385,27 (5,64%)	1,22	1,62 (32,88%)	9,19	6,7 (27,1%)

Utilizando como parâmetro a temperatura máxima admitida pela N-2163 (PETROBRAS, 2016) 1255,15 K, e comparando com as temperaturas simuladas percebe-se, que nas soldagens TIG AISI 321 0,71 kJ/mm, TIG AISI 0,58 kJ/mm, MIG/MAG AISI 0,81 kJ/mm e ER AISI 321 0,72 kJ/mm não seriam aprovadas para execução, e as medições experimentais confirmam isto. Nos outros casos seriam aprovados a execução dos procedimentos, e os resultados experimentais corroboram.

## 5 CONCLUSÕES

Conforme os resultados apresentados, foi possível desenvolver um modelo numérico para simular a distribuição de temperatura para a soldagem em operação de tubos de aço inoxidáveis austeníticos AISI 304L e AISI 321, considerando tanto o escoamento do fluido em regime laminar quanto em regime turbulento e, assim, tirar as seguintes conclusões específicas:

- O modelo numérico, baseado em volumes finitos, de soldagem em operação de tubos de aço inoxidáveis austeníticos AISI 304L e AISI 321 desenvolvido, demonstrou ser capaz de produzir resultados de ciclo térmico, largura e penetração da ZF e curvas de resfriamento;
- Ainda sobre o modelo numérico, a equação da fonte de calor sobre uma elipse mostrou ser adequada para a simulação numérica de soldagem em operação em tubos de aço austeníticos AISI 304L e AISI 321. Suas características geométricas baseadas nas dimensões da ZF e nos parâmetros de soldagem, também, foram apropriadas para as simulações e seus resultados;
- As curvas de resfriamento produzidas a partir dos ciclos térmicos, simulados pelo modelo numérico, quando inseridas em um diagrama CCT gerado pelo programa JMatPro, geraram bons resultados para a previsão do aparecimento de possíveis fases na microestrutura;
- As previsões de temperaturas máximas através do programa *Batelle* se mostraram muito úteis para avaliar as posições dos termopares e como um parâmetro adicional de comparação das temperaturas de pico simuladas;
- As bancadas experimentais para soldagem em operação dos tubos de aço inoxidáveis austeníticos AISI 304 L e AISI 321 se mostraram eficientes para a obtenção dos resultados de temperatura da superfície interna, tensão, corrente e vazão de água. Além disso, foi possível variar os processos e as condições de soldagem de acordo com situações práticas utilizadas na indústria. A vazão foi alterada e controlada de acordo com o regime de escoamento desejado, entre laminar e turbulento. Os resultados dos ciclos térmicos e dimensões da ZF, obtidos através da bancada, foram possíveis de serem utilizados para validação do modelo numérico;
- Sobre a comparação dos resultados simulados numericamente e com os experimentais, o modelo aqui apresentado e baseado no métodos dos volumes finitos para soldagem em operação de aço inoxidáveis austeníticos AISI 304L e AISI 321, se mostrou preciso em prever a temperatura de pico e penetração. As previsões do modelo numérico da largura da zona fundida mostraram algumas diferenças maiores, mas, dentro das características

estabelecidas e sabendo que o modelo não incluiu a adição de material, os resultados foram satisfatórios em comparação com encontrados na literatura. A respeito dos ciclos térmicos e curvas de resfriamento, também mostraram ser aceitáveis, pois não comprometeram nas previsões de aparecimento de possíveis fases na microestrutura;

- Na maioria dos casos aqui soldados o modelo numérico funcionou bem e de forma precisa e este, pode ser usado para prever, planejar e avaliar a soldagem em operação. A variação do regime do escoamento de laminar para turbulento não afetou na precisão dos resultados das simulações numéricas das soldagens.

## REFERÊNCIAS

- ABRACO. **Revestimento Anticorrosivo - Recomendações para proteção anticorrosiva de condições especiais**, (RP RAC 001 - Revisão 0). Recomendação Prática, Rio de Janeiro.
- AISSANI et al. Three-dimensional simulation of 304l steel tig welding process: contribution of the thermal flux. **Applied Thermal Engineering**, Elsevier Ltd., v. 89, p. 822–832, 2015. Disponível em: <<https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S135943111500589X?via%3Dihub>>.
- ALIAN, A. R. et al. 3d finite element modeling of in-service sleeve repair welding of gas pipelines. **International Journal of Pressure Vessels and Piping**, v. 146, p. 216 – 229, 2016.
- ALVES, A. N. S. **Simulação numérica e experimental de soldagem em operação de um aço API 5L X80 com processo GMAW**. Tese (Doutorado) — Escola Politécnica da Universidade de São Paulo, Brasil, 2019. 195 f. Tese (Doutorado em Ciências).
- ANSYS. **Ansys User's Manual: Meshing User's Guide**. 3. ed. [S.l.], 2018.
- ANSYS. **Ansys User's Manual: Theory Guide**. 3. ed. [S.l.], 2018.
- ASL, H.; VATANI, A. Numerical analysis of the burn-through at in-service welding of 316 stainless steel pipeline. **International Journal of Pressure Vessels and Piping**, s 105–106, p. 49–59, 05 2013.
- BANG et al. Numerical simulation of sleeve repair welding of in-service gas pipelines. **Welding Journal (Miami, Fla)**, v. 81, p. 273/S–282/S, 12 2002.
- BEGG, D. **Alternative Welding Process for In-service Welding**. [S.l.], 2009.
- BISWAS R.; STRAWN, R. C. Tetrahedral and hexahedral mesh adaptation for cfd problems. **Applied Numerical Mathematics**, v. 26, p. 135–151, 1998.
- BJELIC, M. B. et al. Multi-objective calibration of the double-ellipsoid heat source model for gmaw process simulation. **Thermal Science**, v. 00, p. 181, 2021.
- BRUCE, W. Guidelines for pipeline repair by direct deposition of weld metal. **WTIA/APIA Welded Pipeline Symp**, p. 1 – 18, 2009.
- BRUCE, W. A. Overview of in-service welding research at ewi. In: FIRST INTERNATIONAL CONFERENCE ON WELDING ONTO IN-SERVICE PETROLEUM GAS AND LIQUID PIPELINES. [S.l.], 2000. Wollongong Australia.
- BUSSINGER, E. R. **Soldagem dos Aços inoxidáveis**. 1. ed. [S.l.]: Petrobrás, 1996.
- CALLISTER, W. D. **Fundamentals of Materials Science and Engineering**. 5. ed. [S.l.]: John Wiley and Sons, New York, USA, 2001.
- CAMPBELL H. C.; THOMAS JR, R. D. The effects of alloying elements on the tensile properties of 25-20 weld metal. **Welding Journal**, v. 25, p. 760–768, 11 1946.
- CHAOWEN L.; YONG, W. Three-dimensional finite element analysis of temperature and stress distributions for in-service welding process. **Materials and Design**, v. 52, p. 1052 – 1057, 12 2013.

CHEN et al. An updated cooling rate and microstructure model for pipeline in-service hot-tap welds. In: 6TH INTERNATIONAL PIPELINE CONFERENCE. [S.l.], 2006. Alberta Canada.

COSTA, R. S. **Estudo da corrosão do aço inox AISI 304 em álcool etílico hidratado combustível**. Tese (Doutorado) — Universidade Estadual de Campinas - Pós-graduação em Engenharia Mecânica, 2012. 120 f. Tese (Doutorado em Engenharia Mecânica).

DELONG, W. T. On the partial difference equations of mathematical physics. **Metal Progress**, v. 77, p. 98 – 100, 1960.

DEPRADEUX, L. **Simulation Numérique du Soudage – Acier 316L**. Tese (Doutorado) — Instituto Nacional de Ciências Aplicadas de Lyon, 2004. 231 f. Tese (Doutorado em Engenharia).

DIAS, A. d. O. **Análise da influência dos parâmetros de pulsação na soldagem do aço inoxidável AISI304 através do arame tubular AWS E316LT1-4**. Dissertação (Mestrado) — Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, Instituto de Engenharia Mecânica - Universidade Federal de Itajubá, 2009. 138f., Dissertação Mestrado em Engenharia Mecânica.

FARIAS et al. Soldagem em operação: Parte 1 – efeito do arrefecimento causado pelo fluido em tubulação de espessura 11mm. **Soldagem e Inspeção**, v. 17, p. 280–287, 2012.

FARRAG, K. Selection of pipe repair methods. **Department of Transportation, USA**, 2013. Disponível em: <[www.gastechnology.org](http://www.gastechnology.org)>.

FIELD et al. Development of armor welding electrodes: Relation to the composition of austenitic (20%cr-10%ni) electrodes to the physical and ballistic properties of armor weldments. **OSRD Report 1636**, 07 1943.

GOLDAK, J. C. A new finite element model for welding heat sources. **Metallurgical Transactions**, v. 15, p. 299–305, 1984.

GUIMARÃES, P. B. **Estudo do campo de temperatura obtido numericamente para posterior determinação das tensões residuais numa junta soldada de aço ASTM AH36**. Tese (Doutorado) — Curso de Pós-graduação em Engenharia Mecânica – Universidade Federal de Pernambuco, 2010. 112 f. Tese (Doutorado em Engenharia).

HAN et al. Study on burn-through prediction of in-service welding. **Joint and Welding Research Institute**, WSE2011, p. 9–12, 2011.

HASHEMZADEH et al. Comparison between different heat sources types in thin-plate welding simulation. **Developments in Maritime Transportation and Exploitation of Sea Resources**, p. 329–335, 10 2013.

HINZE, J. O. **Turbulence**. McGraw-Hill, 1975. ISBN 9780070290372. Disponível em: <<https://books.google.com.br/books?id=DfRQAAAAMAAJ>>.

HOIE, O. **Damage and repair assessment of pipelines with high residual stresses**. Dissertação (Mestrado) — University of Stavanger, Faculty of Science and Technology, Noruega, 2015. 110 f. Ph.M. Thesis.

HUNAG, Z. et al. Numerical simulations of temperature for the in-service welding of gas pipeline. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 248, p. 72 – 78, 10 2017.

HUSSAIN et al. Co2 laser welding of aisi 321 stainless steel. **International Symposium on Advanced Materials**, v. 60, p. 1–7, 2014.

INCROPERA, F. P.; DEWITT, D. P. **Fundamentals of Heat and Mass Transfer**. 4th edition. ed. New York: John Wiley e Sons Inc., 1996.

JAIIME, M. A. **Modo, microestrutura e simulação da solidificação de um aço inoxidável austenítico em um processo de fundição de precisão**. Tese (Doutorado) — Universidade Estadual de Campinas - Pós-graduação da Faculdade de Engenharia Mecânica, 2002. 138 f. Tese (Doutor em Engenharia).

JASKE, C. et al. Pipeline repair manual. **Pipeline Research Council International**, 2006. Disponível em: <<https://www.prci.org/>>.

KAMBLE A. G.; RAO, V. R. Experimental investigation on the effects of process parameters of gmaw and transient thermal analysis of aisi321 steel. **Advances in Manufacturing - Springer**, v. 1, p. 362 – 377, 2013.

KAYS et al. **Convective Heat and Mass Transfer**. 4. ed. Boston, EUA: McGraw-Hill Higher Education, 2005.

KIEFNER et al. **Development of guidelines for repair and hot tap welding on pressurized pipelines**. [S.l.], 1981. Final report, Phase 1, to Repair and Hot Tap Welding group.

KIEFNER et al. **User's manual for Battelle's hot-tap thermal-analysis models**. 1. ed. [S.l.], 1991.

KIM, C. S. **Thermophysical properties of stainless steels**. 1th edition. ed. Virginia, EUA: National Technical Information Service, 1975.

KOU, S. **Welding Metallurgy**. [S.l.]: Wiley, 2003. ISBN 9780471460930.

KUMAR S. M.; SHANMUGAM, N. S. Studies the weldability, mechanical properties and microstructural characterization os activated flux tig welding os aisi 321 austenitic stainless steel. **Materials Research Express**, p. 1 – 58, 2018.

LAUNDER, B. E. S. D. B. The numerical computation of turbulent flows. **Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering**, v. 3, n. 2, p. 269 – 289, 1974. ISSN 0045-7825. Disponível em: <<http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/0045782574900292>>.

LIMA et al. Caracterização microestrutural de soldas dissimilares dos aços ASTM A-508 e AISI 316L. **Soldagem e Inspeção**, scielo, v. 15, p. 112 – 120, 06 2010. ISSN 0104-9224.

LIMA, H. M. R. F. **Análise de ataques químicos para revelação de microestruturas de soldas dissimilares de aços inoxidáveis austeníticos e ferríticos**. 2013. Repositório UFC. 77f. Trabalho de Conclusão de Curso.

LIPPOLD J. C.; KOTECKI, D. J. **WELDING METALLURGY AND WELDABILITY OF STAINLESS STEELS**. [S.l.]: Wiley India Pvt. Limited, 2011. ISBN 9788126529476.

LIU, W. et al. Numerical modeling and experimental verification of residual stress in autogenous laser welding of high-strength steel. **Lasers in Manufacturing and Materials Processing**, v. 2, p. 24 – 42, 01 2015.



MALISKA, C. **Transferência de Calor e Mecânica dos Fluidos Computacional**. [S.l.]: LTC Editora, Rio de Janeiro, 2004. ISBN 978-85-216-1396.

MANKARI K.; ACHARYYA, S. G. Failure analysis of 321 stainless steel welded pipes in solar thermal power plants. **Engineering Failure Analysis**, v. 86, p. 33–43, 2018.

MARQUES, P. **SOLDAGEM - FUNDAMENTOS E TECNOLOGIA**. UFMG, 2009. ISBN 9788570415974. Disponível em: <<https://books.google.com.br/books?id=hZSKPwAACAAJ>>.

MESSLER, R. **Principles of Welding: Processes, Physics, Chemistry, and Metallurgy**. Wiley, 1999. (A Wiley interscience publication, v. 10). ISBN 9780471253761. Disponível em: <<https://books.google.com.br/books?id=vwlUAAAAMAAJ>>.

MORAIS, V. L. d. **Estudo comparativo da deformação a frio e da resistência à corrosão nos aços inoxidáveis austeníticos AISI 201 E AISI 304**. Tese (Doutorado) — Universidade de São Paulo - Escola Politécnica, 2010. 166 f. Dissertação (Mestre em Engenharia).

NAKHODCHI, S. E. A. Evolution of temperature distribution and microstructure in multipass welded aisi 321 stainless steel plates with different thicknesses. **Journal of Pressure Vessel Technology**, p. 061405–1 – 061405–15, 2015.

NEWELL H. D.; FLEISCHMANN, M. Hot hotted metal article and method of making same. **US Patent 2**, v. 118, p. 683, 1938.

OGINO Y.; HIRATA, Y. Numerical simulation of waam process by a gmaw weld pool model. **Welding in the World - Springer**, v. 62, p. 1878, 2018.

OMRANIAN, S. A. **The computational of turbulent, buoyancy-driven flows in cavities**. Dissertação (Mestrado) — University of Manchester, England, 2007. 259 f. Ph.M. Thesis.

OSOBA, L.; EKPE, I.; ELEMUREN, R. Analysis of dissimilar welding of austenitic stainless steel to low carbon steel by tig welding process. **International Journal of Metallurgical e Materials Science and Engineering**, p. 13, 10 2015.

PAMNANI, R. et al. Numerical simulation and experimental validation of arc welding of dmr-249a steel. **Defence Technology**, v. 12, p. 305 – 315, 2016.

PANWALA, M. S. M. et al. Numerical simulation of transient temperature in smaw. **Pressure Vessels and Piping**, v. 2009 - 774499, p. 1 – 8, 2009.

PATANKAR, S. **Numerical Heat Transfer and Fluid Flow**. [S.l.]: Hemisphere Publishing Corporation, 1980. (Electro Skills Series). ISBN 9780070487406.

PETROBRAS. **Norma N-2737**, (Revisão B). Emissão e revisão de documentos de projeto, Rio de Janeiro.

PETROBRAS. **Norma N-2163**, (Revisão F). Emissão e revisão de documentos de projeto, Rio de Janeiro.

PIEKLO, R. J. “electrodos inoxidables austeníticos para soldaduras de aceros disimiles y de mala soldabilidad”. In: CONFERÊNCIA DICTADA EN LA UNIVERSIDAD DEL CENTRO DE LA PROVÍNCIA DE BUENOS AIRES. [S.l.], 1981. Buenos Aires, Argentina.

PRICEPUTU, I. L. Delta ferrite influence in aisi 321 stainless steel welded tubes. **MATERIALS and MECHANICS**, v. 06, p. 87 – 96, 09 2011.

QUEIROZ et al. Study of the microstructure of aisi steel 304l in wz, haz and bm after welding in the gmaw process. **American Journal of Engineering Research (AJER)**, v. 6, p. 433 – 438, 12 2017.

RAJASEKHAR, K. Microstructural evolution during solidification of austenitic stainless weld metals: a color metallographic and electron microprobe analysis study. **Materials characterization**, v. 38, p. 53 – 65, 1997.

RAMESH, S. (Ed.). **Copyright**. Second edition. Butterworth-Heinemann, 2016. iv p. ISBN 978-0-12-804176-5. Disponível em: <<http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/B9780128041765120018>>.

RAMKUMAR et al. Effect of optimal weld parameters in the microstructure and mechanical properties of autogeneous gas tungsten arc weldments of super-duplex stainless steel uns s32750. **Materials and Design**, v. 66, p. 356 – 365, 02 2015.

RIBIC, B. et al. Numerical simulation of heat transfer and fluid flow in gta/laser hybrid welding. **Science and Technology of Welding and Joining**, v. 12, p. 683 – 693, 12 2008.

SABAPATHY, P. N. **Prediciting weld cooling rates e anda the onset of failure during in-service welding**. Tese (Doutorado) — Department of Mechanical Engineering – University of Adelaide, 2002. 285 f. Tese (Doutorado em Engenharia Mecânica).

SCHAEFFLER, A. L. Selection of austenitic electrodes for welding dissimilar metals. **Welding Journal**, v. 26, p. 601 – 620, 10 1947.

SCHAEFFLER, A. L. Constitution diagram for stainless steel weld metal. **Metal Progress**, v. 56, p. 680 – 680B, 11 1949.

SCHVARTZMAN, M.; MATIAS, A.; CRUZ, J. Avaliação da corrosão sob tensão em aços inoxidáveis AISI 321 em ambiente de reator nuclear. **Matéria (Rio de Janeiro)**, scielo, v. 15, p. 40 – 49, 00 2010. ISSN 1517-7076.

SEDRIKS, A. **Corrosion of stainless steels**. Wiley, 1979. (Corrosion monograph series). ISBN 9780471050117. Disponível em: <<https://books.google.com.br/books?id=ZSREAQAIAAJ>>.

SENATORE, M.; FINZETTO, L.; PEREA, E. Estudo comparativo entre os aços inoxidáveis duplex e os inoxidáveis aisi 304l/316l. **Rem: Revista Escola de Minas**, scielo, v. 60, p. 175 – 181, 03 2007. ISSN 0370-4467.

SENTE, S. **JMatPro User's Guide**. 10. ed. [S.l.], 2018.

SGARBI, P. V. **Construção e validação de um calorímetro com vazão contínua de água para a avaliação do rendimento térmico em processos de soldagem**. Dissertação (Mestrado) — Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, 2013. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica).

SHARMA, S. et al. Investigation on the multi-pass gas tungsten arc welded bi-metallic combination between nickel-based superalloy and ti-stabilized austenitic stainless steel. **Science and Engineering Journal**, p. 3055 – 3065, 2017.

SILVA, J. C. B. **Análise do ciclo térmico da soldagem por atrito com pino consumível do aço inoxidável superduplex ASTM A890 grade 6A**. Tese (Doutorado) — Departamento de engenharia mecatrônica e de sistemas mecânicos - Escola Politécnica da Universidade de São Paulo, 2017. 174 f. Tese (Doutorado em Ciências).

SILVA, M. J. G. d. **Estudo da temperatura de solubilização de aços inoxidáveis austeníticos ASTM A312 TP321 para operação em indústria petroquímica**. Tese (Doutorado) — Universidade Federal do Ceará - Programa de pós-graduação em engenharia e ciência de materiais, 2001. 88 f. Dissertação (Mestre em Engenharia).

**SSST. NR 20 - SEGURANÇA E SAÚDE NO TRABALHO COM INFLAMÁVEIS E COMBUSTÍVEIS, (NR 20)**. Brasília, DF.

STENBACKA, N. On arc efficiency in gas tungsten arc welding. **Soldagem e Inspeção**, v. 18, p. 380 – 390, 10 2013.

TEBECHERANI, C. T. P. **Aços Inoxidáveis**. [S.l.]: IFSUL: Pelotas, RS, 2020.

TEIXEIRA, P. R. F. et al. Study of the gaussian distribuion heat source model applied to numerical thermal simualtions of tig welding processes. **Science and Engineering Journal**, p. 115 – 122, 2014.

THIELEMANN, R. H. Some effects of composition and heat treatment of the high temperature rupture properties of ferrous alloys. **Transactions of the American Society Metals**, v. 40, 1940.

VERSTEEG, H.; MALALASEKERA, W. **An Introduction to Computational Fluid Dynamics: The Finite Volume Method**. Pearson Education Limited, 2007. ISBN 9780131274983. Disponível em: <<https://books.google.com.br/books?id=RvBZ-UMpGzIC>>.

VIANA, A. F. **Soldabilidade do aço AISI 304L pelos processos arame tubular e MIG/MAG**. Dissertação (Mestrado) — Coppe – Instituto Alberto Luiz Coimbra de Pós-Graduação e Pesquisa de Engenharia, da Universidade Federal do Rio de Janeiro, 2003. 88f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Metalúrgica e de Materiais).

VICENTE, A. d. A. **Estudo da reistência à oxidação ao ar a altas temperaturas de um aço inoxidável suatenítico microligado ao cério soldado pelo processo mi/mag com diferentes gases de proteção**. Tese (Doutorado) — Universidade de São Paulo - Escola Politécnica, 2017. 157 f. Tese (Doutorado em Ciências).

VOORT, G. F. Atlas of time-temperature diagrams for irons and steels. **ASM International**, 1991.

WILCOX, D. C. Reassessment of the scale-determining equation for advanced turbulence models. **AIAAJ**, v. 26, p. 1299 – 1310, 1988.

WILCOX, D. C. **Turbulence modeling for CFD**. 3. ed. [S.l.]: DCW Industries, Canada, 2006.

XUE, X.; ZHU, J.; SANG, Z. Study on design pressure of in-service welding pipes. **Science in China Series E: Technological Sciences**, v. 49, n. 4, p. 434–444, 8 2006. Disponível em: <<https://doi.org/10.1007/s11431-006-2005-2>>.

ZHONGQIN, L.; LI, Y.; YASHENG, W.; GUANLONG, C. Numerical analysis of a moving gas tungsten arc weld pool with an external longitudinal magnetic field applied. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 27, p. 288–295, 12 2005.

**APÊNDICE A – UDF'S DAS FONTES ANALÍTICAS DE CALOR**

```
1 * ----- Gaussian Heat Source Profile AISI304L - TIG 0,63 kJ
   /mm - Laminar ----- *
2
3 #include "udf.h"
4
5 #include "math.h"
6
7 DEFINE_PROFILE(gaussian_semi_elipse, thread, index)
8 {
9
10  face_t f;
11
12  real Q, r, time, vel, t1, t2, t3, t4, t5;
13
14  real x[ND_ND], a, b, c, posi, X, Y, Z;
15
16
17  begin_f_loop(f, thread)
18  {
19
20  F_CENTROID (x, f, thread);
21
22  time = CURRENT_TIME;
23
24  vel = 0.0033;
25
26  posi = vel*time; // onde ta a fonte em Z
27
28  F_CENTROID(x, f, thread);
29
```

```
30     a = 0.005; //meia largura da fonte
31
32     b = 0.0009; //profundidade da fonte
33
34     c = 0.015; //meio comprimento da fonte
35
36     Q = 0.65*14*150;
37
38     X = x[0];
39
40     Y = x[1];
41
42     Z = x[2];
43
44     t1 = Q*6*sqrt(3);
45
46     t2 = (a*b*c*3.141592654*sqrt(3.141592654));
47
48     t3 = exp((-3*pow(X, 2))/(pow(a, 2)));
49
50     t4 = exp((-3*pow(Y, 2))/(pow(b, 2)));
51
52     t5 = exp((-3*pow(Z-posi, 2))/(pow(c, 2)));
53
54     F_PROFILE(f, thread, index) = (t1/t2)*t3*t4*t5;
55
56 }
57
58 end_f_loop(f, thread);
59 }
```

```
1 /* ----- Gaussian Heat Source Profile AISI321 - TIG 0,72 kJ
```



```
    /mm - Turbulento ----- */
2
3 #include "udf.h"
4
5 #include "math.h"
6
7 DEFINE_PROFILE(gaussian_semi_elipse, thread, index)
8 {
9
10     face_t f;
11
12     real Q, r, time, vel, t1, t2, t3, t4, t5;
13
14     real x[ND_ND], a, b, c, posi, X, Y, Z;
15
16
17     begin_f_loop(f, thread)
18     {
19
20         F_CENTROID (x, f, thread);
21
22         time = CURRENT_TIME;
23
24         vel = 0.002;
25
26         posi = vel*time; // onde ta a fonte em Z
27
28         F_CENTROID(x, f, thread);
29
30         a = 0.0039; //largura da fonte
31
32         b = 0.001; //profundidade da fonte
```

```

33
34     c = 0.0117; //comprimento da fonte
35
36     Q = 0.55*15*105;
37
38     X = x[0];
39
40     Y = x[1];
41
42     Z = x[2];
43
44     t1 = Q*6*sqrt(3);
45
46     t2 = (a*b*c*3.141592654*sqrt(3.141592654));
47
48     t3 = exp((-3*pow(X, 2))/(pow(a, 2)));
49
50     t4 = exp((-3*pow(Y, 2))/(pow(b, 2)));
51
52     t5 = exp((-3*pow(Z-posi, 2))/(pow(c, 2)));
53
54     F_PROFILE(f, thread, index) = (t1/t2)*t3*t4*t5;
55
56 }
57
58 end_f_loop(f, thread);
59 }

```

```

1 /* ----- Gaussian Heat Source Profile AISI321 - TIG 0,71 kJ
   /mm - Laminar ----- */
2 #include "udf.h"
3 #include "math.h"

```

```
4
5 DEFINE_PROFILE(gaussian_semi_elipse, thread, index)
6 {
7
8     face_t f;
9
10    real Q, r, time, vel, t1, t2, t3, t4, t5;
11
12    real x[ND_ND], a, b, c, posi, X, Y, Z;
13
14
15    begin_f_loop(f, thread)
16    {
17
18        F_CENTROID (x, f, thread);
19
20        time = CURRENT_TIME;
21
22        vel = 0.0024;
23
24        posi = vel*time;
25
26        F_CENTROID(x, f, thread);
27
28        a = 0.005812;
29
30        b = 0.00169;
31
32        c = 0.005812;
33
34        Q = 0.70*127.5*13.5;
35
```

```

36     X = x[0];
37
38     Y = x[1];
39
40     Z = x[2];
41
42     t1 = Q*6*sqrt(3);
43
44     t2 = (a*b*c*3.141592654*sqrt(3.141592654));
45
46     t3 = exp((-3*pow(X, 2))/(pow(a, 2)));
47
48     t4 = exp((-3*pow(Y, 2))/(pow(b, 2)));
49
50     t5 = exp((-3*pow(Z-posit, 2))/(pow(c, 2)));
51
52     F_PROFILE(f, thread, index) = (t1/t2)*t3*t4*t5;
53
54 }
55
56 end_f_loop(f, thread);
57 }

```

```

1 /* ----- Gaussian Heat Source Profile AISI321 - ER 0,41 kJ/
   mm - Laminar ----- */
2 #include "udf.h"
3 #include "math.h"
4
5 DEFINE_PROFILE(gaussian_semi_elipse, thread, index)
6 {
7
8     face_t f;

```

```
9
10 real Q, r, time, vel, t1, t2, t3, t4, t5;
11
12 real x[ND_ND], a, b, c, posi, X, Y, Z;
13
14
15 begin_f_loop(f, thread)
16 {
17
18   F_CENTROID (x, f, thread);
19
20   time = CURRENT_TIME;
21
22   vel = 0.00428;
23
24   posi = vel*time;
25
26   F_CENTROID(x, f, thread);
27
28   a = 0.006594;
29
30   b = 0.001129;
31
32   c = 0.006594;
33
34   Q = 0.70*72.3*24.5;
35
36   X = x[0];
37
38   Y = x[1];
39
40   Z = x[2];
```

```

41
42     t1 = Q*6*sqrt(3);
43
44     t2 = (a*b*c*3.141592654*sqrt(3.141592654));
45
46     t3 = exp((-3*pow(X, 2))/(pow(a, 2)));
47
48     t4 = exp((-3*pow(Y, 2))/(pow(b, 2)));
49
50     t5 = exp((-3*pow(Z-posi, 2))/(pow(c, 2)));
51
52     F_PROFILE(f, thread, index) = (t1/t2)*t3*t4*t5;
53
54 }
55
56 end_f_loop(f, thread);
57 }

```

```

1 /* ----- Gaussian Heat Source Profile AISI321 - ER 0,72 kJ/
   mm - Laminar ----- */
2 #include "udf.h"
3 #include "math.h"
4
5 DEFINE_PROFILE(gaussian_semi_elipse, thread, index)
6 {
7
8     face_t f;
9
10    real Q, r, time, vel, t1, t2, t3, t4, t5;
11
12    real x[ND_ND], a, b, c, posi, X, Y, Z;
13

```



```
14
15 begin_f_loop(f, thread)
16 {
17
18 F_CENTROID (x, f, thread);
19
20     time = CURRENT_TIME;
21
22     vel = 0.00242;
23
24     posi = vel*time;
25
26     F_CENTROID(x, f, thread);
27
28     a = 0.009199;
29
30     b = 0.001221;
31
32     c = 0.009199;
33
34     Q = 0.70*70.7*24.7;
35
36     X = x[0];
37
38     Y = x[1];
39
40     Z = x[2];
41
42     t1 = Q*6*sqrt(3);
43
44     t2 = (a*b*c*3.141592654*sqrt(3.141592654));
45
```

```

46     t3 = exp((-3*pow(X, 2))/(pow(a, 2)));
47
48     t4 = exp((-3*pow(Y, 2))/(pow(b, 2)));
49
50     t5 = exp((-3*pow(Z-posi, 2))/(pow(c, 2)));
51
52     F_PROFILE(f, thread, index) = (t1/t2)*t3*t4*t5;
53
54 }
55
56 end_f_loop(f, thread);
57 }

```

```

1 /* ----- Gaussian Heat Source Profile AISI321 - MIG/MAG
   0,58 kJ/mm - Laminar ----- */
2 #include "udf.h"
3 #include "math.h"
4
5 DEFINE_PROFILE(gaussian_semi_elipse, thread, index)
6 {
7
8     face_t f;
9
10    real Q, r, time, vel, t1, t2, t3, t4, t5;
11
12    real x[ND_ND], a, b, c, posi, X, Y, Z;
13
14
15    begin_f_loop(f, thread)
16    {
17
18        F_CENTROID (x, f, thread);

```

```
19
20     time = CURRENT_TIME;
21
22     vel = 0.0039;
23
24     posi = vel*time;
25
26     F_CENTROID(x, f, thread);
27
28     a = 0.009115;
29
30     b = 0.002027;
31
32     c = 0.009115;
33
34     Q = 0.75*133.4*17;
35
36     X = x[0];
37
38     Y = x[1];
39
40     Z = x[2];
41
42     t1 = Q*6*sqrt(3);
43
44     t2 = (a*b*c*3.141592654*sqrt(3.141592654));
45
46     t3 = exp((-3*pow(X, 2))/(pow(a, 2)));
47
48     t4 = exp((-3*pow(Y, 2))/(pow(b, 2)));
49
50     t5 = exp((-3*pow(Z-posi, 2))/(pow(c, 2)));
```

```

51
52     F_PROFILE(f, thread, index) = (t1/t2)*t3*t4*t5;
53
54 }
55
56 end_f_loop(f, thread);
57 }

```

```

1 /* ----- Gaussian Heat Source Profile AISI321 - MIG/MAG
   0,81 kJ/mm - Laminar ----- */
2 #include "udf.h"
3 #include "math.h"
4
5 DEFINE_PROFILE(gaussian_semi_elipse, thread, index)
6 {
7
8     face_t f;
9
10    real Q, r, time, vel, t1, t2, t3, t4, t5;
11
12    real x[ND_ND], a, b, c, posi, X, Y, Z;
13
14
15    begin_f_loop(f, thread)
16    {
17
18        F_CENTROID (x, f, thread);
19
20        time = CURRENT_TIME;
21
22        vel = 0.00359;
23

```

```
24     posi = vel*time;
25
26     F_CENTROID(x, f, thread);
27
28     a = 0.009863;
29
30     b = 0.001849;
31
32     c = 0.009863;
33
34     Q = 0.75*127.5*13.5;
35
36     X = x[0];
37
38     Y = x[1];
39
40     Z = x[2];
41
42     t1 = Q*6*sqrt(3);
43
44     t2 = (a*b*c*3.141592654*sqrt(3.141592654));
45
46     t3 = exp((-3*pow(X, 2))/(pow(a, 2)));
47
48     t4 = exp((-3*pow(Y, 2))/(pow(b, 2)));
49
50     t5 = exp((-3*pow(Z-posi, 2))/(pow(c, 2)));
51
52     F_PROFILE(f, thread, index) = (t1/t2)*t3*t4*t5;
53
54 }
55
```

```
56 | end_f_loop(f, thread);  
57 | }
```



**APÊNDICE B – UDF PARA DENSIDADE DO 304L**

```
1 #include "udf.h"
2
3 #include "math.h"
4
5 DEFINE_PROPERTY(density304L, c, t)
6 {
7     real rho;
8
9     real temp = C_T(c, t);
10
11     if (temp > 1700.)
12
13         rho = 1000 * (7.5512 - 1.1167 * pow(10.0, -4.0) -
14                     1.5063 * pow(10.0, -7.0) * pow(temp, 2.0));
15
16     else
17
18         rho = 1000 * (7.9841 - 2.6506 * pow(10.0, -4.0) -
19                     1.158 * pow(10.0, -7.0) * pow(temp, 2.0));
20
21     return rho;
22 }
```