



UNIVERSIDADE FEDERAL DE SANTA CATARINA
CENTRO TECNOLÓGICO
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA

KAUE CORREA RIFFEL

**ANÁLISE EXPERIMENTAL E NUMÉRICA DA SOLDAGEM EM
OPERAÇÃO UTILIZANDO GMAW-P DC/AC ASSISTIDA POR
AQUECIMENTO POR INDUÇÃO**

Florianópolis

2022

Kaue Correa Riffel

**ANÁLISE EXPERIMENTAL E NUMÉRICA DA SOLDAGEM EM
OPERAÇÃO UTILIZANDO GMAW-P DC/AC ASSISTIDA POR
AQUECIMENTO POR INDUÇÃO**

Tese de doutorado submetido(a) ao Programa de
Pós-graduação em Engenharia Mecânica da
Universidade Federal de Santa Catarina
Orientador: Prof. Dr. Régis Henrique Gonçalves e
Silva
Coorientador: Prof. Dr. Antonio Jose Ramirez
Londoño (The Ohio State University)

Florianópolis

2022

Ficha de identificação da obra elaborada pelo autor,
através do Programa de Geração Automática da Biblioteca Universitária da UFSC.

Riffel, Kaue Correa

Análise Experimental e Numérica da Soldagem em Operação Utilizando GMAW-P DC/AC Assistida por Aquecimento por Indução / Kaue Correa Riffel ; orientador, Regis Henrique Gonçalves e Silva, coorientador, Antonio Jose Ramirez Londoño, 2022.

257 p.

Tese (doutorado) - Universidade Federal de Santa Catarina, Centro Tecnológico, Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, Florianópolis, 2022.

Inclui referências.

1. Engenharia Mecânica. 2. Soldagem de dutos em operação. 3. GMAW com corrente pulsada e alternada. 4. Simulação de soldagem. 5. Pré-aquecimento por indução. I. Silva, Regis Henrique Gonçalves e. II. Ramirez-Londoño, Antonio Jose. III. Universidade Federal de Santa Catarina. Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica. IV. Título.

Kaue Correa Riffel

**Análise Experimental e Numérica da Soldagem em Operação Utilizando
GMAW-P DC/AC Assistida por Aquecimento por Indução**

O presente trabalho em nível de doutorado foi avaliado e aprovado por banca examinadora composta pelos seguintes membros:

Prof. Carlos Enrique Niño Bohórquez, Dr. Eng.
Universidade Federal de Santa Catarina - UFSC

Prof. Ezequiel Caires Pereira Pessoa, Dr. Eng.
LeTourneau University, EUA

Prof. Louriel Oliveira Vilarinho, Dr. Eng.
Universidade Federal de Uberlândia - UFU

Eng. Marcelo Torres Piza Paes, Dr. Eng.
Petrobras/CENPES

Certificamos que esta é a **versão original e final** do trabalho de conclusão que foi julgado adequado para obtenção do título de doutor em Engenharia Mecânica.

Prof. Henrique Simas, Dr. Eng.
Coordenação do Programa de Pós-Graduação

Prof. Régis Henrique Gonçalves e Silva, Dr. Eng.
Orientador

Florianópolis, 2022.

Dedico este trabalho à minha família, em especial à minha esposa
Fernanda, aos meus pais Décio e Sueli e ao meu irmão Pablo.

AGRADECIMENTOS

À minha amada esposa e companheira Fernanda Arend Riffel pelo apoio incondicional em todos os momentos de minha jornada e o incentivo que me fez chegar ao término deste trabalho;

Aos meus queridos pais Dércio Riffel e Sueli dos Santos Correa pela criação e ensinamentos que me tornaram a pessoa e cidadão que sou hoje. Da mesma forma, ao meu irmão Pablo Henrique Correa Riffel pela convivência e todas as superações de nossa infância;

Ao Prof. Dr. Régis Henrique Gonçalves e Silva pela orientação neste trabalho, por todos os conhecimentos compartilhados, pela infraestrutura disponível no LABSOLDA e pelo incentivo no meu crescimento profissional;

Ao Prof. Dr. Jair Carlos Dutra pela orientação deste e de outros trabalhos na área da soldagem, além da enorme experiência de vida a mim passada que me fez crescer como ser humano durante meu período no LABSOLDA;

Ao Prof. Dr. William Haupt da Universidade de Passo Fundo pelo auxílio em ensaios mecânicos ao fim da tese;

Aos meus amigos Cleber Guedes, Rafael Albino Bernardi, Luiz Eduardo dos Santos Paes pelo convívio e bons momentos compartilhados. Também aos amigos e colegas de projeto Rodrigo Rodrigues Nogueira e João Cairo Alcântara pelo suporte técnico em experimentos.

Ao Brasil e ao CNPq pelo incentivo financeiro e bolsa de doutorado a mim concedida durante os 4 anos desta tese, além do financiamento de meu estágio de 1 ano nos EUA com bolsa sanduíche. À Petrobras pelo apoio financeiro e suporte à pesquisa e desenvolvimento do país;

ACKNOWLEDGEMENT

I would like to thank Prof. Dr. Antonio Jose Ramirez Londono for guiding me during my stay at the Ohio State University and for the opportunity to increase my professional skills;

I would like to thank my friends from EJTC Andrés Acuna, Rafael Giorjao, Shutong Zhang e Fernando Okigami for their willingness to impart their knowledge.

I am extremely grateful to my friends and housemates Carol Zamonsky, Anna Mozhenkova, Amelia Zamonsky, Faissal El Idrissi, and Manfredi Villani for their help during my doctoral stay.

Education is the most powerful weapon which you can use to change the world.

(Nelson Mandela)

RESUMO

A soldagem de dutos em operação consiste de uma técnica aplicada em tubulações que se encontram em funcionamento, podendo haver a presença de escoamento de fluido em alta vazão e pressão que modifica o ciclo térmico da soldagem quando em comparação com um procedimento convencional. Este método é aplicado em situações de manutenção em componentes danificados por corrosão, vandalismo e também na instalação de derivações sem a parada do fornecimento do fluido. Esta aplicação tem como característica o resfriamento mais rápido da solda, maior nível de hidrogênio, tubos com parede reduzida por corrosão e contato com líquidos inflamáveis. Três pontos são então críticos na soldagem em operação: 1- a formação de trincas induzidas por hidrogênio (TIH); 2- a possibilidade de perfuração do componente e; 3- risco de instabilidade química de fluidos durante a soldagem. Essa soldagem em condições de maior resfriamento também aumenta a chance de defeitos como a falta de fusão. No passado, diversos casos de falhas em estruturas soldadas em operação utilizando práticas convencionais já ocorreram, o que reforça a necessidade da implementação de técnicas e procedimentos mais modernos. Frente a isso, a presente tese propõe a implementação de duas variantes do processo de soldagem GMAW – a corrente contínua pulsada (GMAW-P DC) e a corrente pulsada alternada (GMAW-P AC) – trazendo como justificativa o controle do aporte de calor e a maior controlabilidade da transferência metálica. Para controlar a taxa de resfriamento, reduzir a umidade e facilitar a difusão de hidrogênio para fora da solda também é proposta a utilização da técnica de pré-aquecimento por indução. A qualificação de soldagem em ambiente de laboratório também é avaliada por modelagem numérica multifísica, utilizando o método dos elementos finitos (MEF). O trabalho foi desenvolvido com período sanduíche de 12 meses, junto à *The Ohio State University (OSU)* no *Edison Joining Technology Center (EJTC)*. Na etapa experimental foi utilizando tubo de aço carbono API 5L grade B de 11,75” (298.5 mm) de diâmetro, com 3/8” (9.5 mm) de espessura, com o qual foi montado um *looping* de água para simular condição de alta taxa de resfriamento e reparo por dupla-calha tipo B. As variantes de soldagem com corrente pulsada mostraram que é possível um controle do aporte térmico por meio da variação da porcentagem do eletrodo em polaridade negativa (%N). O aquecimento por indução pode gerar distribuição de temperatura assimétrica ao longo da circunferência do tubo, ocasionada pelo efeito de convecção natural em baixas vazões de fluido. A simulação do aquecimento por indução acoplado com a modelagem do fluido comprovou esses resultados experimentais. A soldagem circunferencial de dupla-calha com as duas variantes citadas apresentou dureza mais alta na zona afetada pelo calor de grãos grosseiros (ZAC GG), chegando a 400 HV sem pré-aquecimento. A simulação em MEF aplicada como ferramenta de estimativa para um pré-aquecimento por indução de 200 °C mostrou uma taxa de 41.3 °C/s e uma microestrutura mais dúctil, resultado comprovado por ensaios experimentais, microscopia e testes de dureza. O pré-aquecimento fez com que a dureza fosse reduzida significativamente obtendo-se valores de 256.8 HV para o GMAW-P DC e 257.8 HV para o GMAW-P AC. A avaliação multidisciplinar proposta nessa tese, envolvendo a análise de processos, metalurgia e simulação representa um marco em cenário nacional e do LABSOLDA, no que tange à abordagem multidomínios de forma acoplada, considerando a interdependência das diversas frentes que envolvem a ciência e a engenharia de soldagem.

Palavras-chave: Soldagem de dutos em operação; GMAW com corrente pulsada e alternada; Pré-aquecimento por indução; Simulação de soldagem; Qualificação de soldagem *in-service*.

ABSTRACT

In-service welding is a technique applied for active pipelines, which can have a high-pressure fluid flow modifying the welding thermal cycle in comparison to a conventional procedure. Such a method is performed in the maintenance of corroded equipment, vandalism, and also in the installation of fittings without interrupting the fluid supply. This application has higher cooling rate characteristics, greater hydrogen levels, corroded walls with reduced thickness, and the presence of flammable liquids. Three points are critical to in-service welding: 1- the formation and propagation of hydrogen-induced cracks (HIC); 2- the burn-through risk and; 3- unstable chemical reactions of the fluid during the welding heating. The welding in higher cooling conditions enhances defects susceptibility like lack of fusion, as well. In the past, several cases of failure occurred in in-service welded structures using conventional practices, which also reinforces the need to study and implement more modern techniques and procedures. Considering this, the present dissertation proposes the implementation of two GMAW process variants – pulsed with direct current (GMAW-P DC) and pulsed with alternating current (GMAW-P AC) – under the justification of the heat input and metal transfer control. In order to control the cooling rate, reduce humidity, and facilitate the diffusion of hydrogen away from the weld joint, the use of the induction preheating technique is also proposed. The welding qualification in a laboratory environment was also evaluated by multi-physical numerical modeling, using the finite element method (FEM). The work was developed with a 12 months doctoral stay at the Ohio State University (OSU), at the Edison Joining Technology Center (EJTC). In the experimental steps, it was used an API 5L grade B carbon steel pipe with 11.75” (298.5 mm) in diameter and 3/8” (9.5 mm) thick. A water loop was set to simulate high cooling rate conditions focused on the sleeve type-B repair mode. The pulsed current welding variants showed that it is possible to control the heat input by changing the percentage of the electrode/wire in negative polarity (%N). The induction pre-heating can provide asymmetrical temperature distribution along the circumference, caused by the effect of natural convection for low flow rates. The simulation of the induction heating coupled with the modeling of the fluid flow proved the experimental results. Sleeve type-B circumferential welding showed higher hardness in the coarse-grained heat-affected zone (CG HAZ), reaching more than 400 HV without preheating. The FEM simulation applied as a prediction tool for an induction pre-heating of 200 °C showed a cooling rate of 41 °C/s and a more ductile microstructure validated using microscopy and hardness indentation. Preheating significantly reduced hardness, reaching 256.8 HV for GMAW-P DC and 257.8 HV for GMAW-P AC. The multidisciplinary analysis proposed in this dissertation approaching process, metallurgy, and numerical modeling, represents a milestone in national and LABSOLDA’s scenario, considering the interdependence of various fronts that involve science and welding engineering.

Keywords: In-service welding of pipelines; GMAW with pulsed and alternating current; Induction preheating; Welding simulation; In-service welding qualification.

LISTA DE FIGURAS

- Figura 1. Aplicações de soldagem *in-service* para reparos e instalações. Em a) Dupla-calha tipo B soldada; b) Remendo local (*patch*) soldado; c) Depósito de solda direto sobre a superfície (*weld overlay*); d) Soldagem de derivação; e) Soldagem de *fitting* para trepanação. Fonte: Pesquisa na internet pelo tema *in-service welding*. 39
- Figura 2. Reparo por abraçadeira aparafusada. Em a) Abraçadeira em sua configuração original sem solda, como um reparo temporário; b) Abraçadeira soldada na tentativa de torná-la um reparo permanente. Fonte: O próprio autor. 39
- Figura 3. Sequência de soldagem com SMAW em reparo por dupla-calha tipo B de espessura de 30 mm. Adaptada de Tronskar et al. [5]. 40
- Figura 4. Reparo em operação de oleoduto da Petrobras que sofreu corrosão. Em a) Tubo com corrosão alveolar; b) Duplas-calhas tipo B emendadas para reparo permanente do duto. Adaptado de Oliveira [4]. 42
- Figura 5. Falha em solda em operação realizada por SMAW. Em) Anel de vedação soldado, antes da falha; b) Anel rompido do tubo após a falha. Adaptado de Fazardi [27]. 43
- Figura 6. Esquemático da corrente pulsada e da transferência metálica da gota com suas principais etapas. Fonte: O próprio autor. 45
- Figura 7. Taxa de fusão de arame em função da corrente média para diferentes diâmetros de arame. Adaptado de Palani e Murugan [36]. 47
- Figura 8. Verificação da frequência e do tempo entre destacamentos por meio de sinais elétricos. Em a) Sinal de tensão para liga de alumínio. Adaptado de Amim [31]; b) Sinais elétricos para aço carbono. Fonte: O próprio autor. 48
- Figura 9. Esquemático das principais zonas que compõem um arco elétrico, com o fluxo de elétrons e íons. Adaptado de Little [46]. 51
- Figura 10. Efeito da polaridade sobre o comportamento do arco no arame. Em a) Polaridade positiva (CC+) $I_m = 260$ A gás de proteção Argônio + 2% O_2 e velocidade do arame de 8,5 m/min; b) Polaridade negativa (CC-) $I_m = 260$ A gás de proteção Argônio + 2% O_2 e velocidade do arame de 13,5 m/min; c) Polaridade positiva (CC+) e corrente alta para formar *streaming*, $I_m = 350$ A gás de proteção Argônio + 8% CO_2 e velocidade do arame de 13,5 m/min. Fonte: O próprio autor [<https://youtu.be/b2Ljf2xkLJQ>]. 55
- Figura 11. *Micro-holes* formados na superfície líquida do arme (cátodo) em polaridade negativa, região de abarcamento do arco. Fonte: O próprio autor [<https://youtu.be/rjmB2yE3Yxs>]. 56

Figura 12.Formatos de onda retangulares para pulsado com corrente alternada. Adaptado de Gohr [55], Ueyama et al. [57] e Kah et al [60].	58
Figura 13.Taxa de fusão do arame ER 70S-6 obtida por Santos [56] para as polaridades negativa (CC-) e positiva (CC+).	59
Figura 14.Taxas de fusão em função da %N para uma fonte comercial da OTC [62].	60
Figura 15.Soldagem com GMAW-P AC utilizando arame de aço carbono ER 70S-6 de 1,2 mm, gás de proteção Argônio + 8% CO ₂ , V _a = 3 m/min e %N= 53%. Fonte: O próprio autor [https://youtu.be/Y07B9La6ub0].	62
Figura 16.Dureza aproximada de aços carbono em diferentes microestruturas. Adaptado de Bain e Paxton [70] e Lippold [1].	65
Figura 17.Coefficiente de difusão de hidrogênio na ferrita e austenita em função da temperatura. Adaptado de Coe [71].	66
Figura 18.Correlação entre o $\Delta t_{2,5}$, obtido pelo teste heat sink, com o $\Delta t_{8,5}$. Adaptado de PRCI Repair Manual [22].	69
Figura 19.Simulação laboratorial de soldagem dupla-calha em tubos de pequeno diâmetro, variação de folga entre calha e tubo. (Adaptado de Pereira et al. [79]).	69
Figura 20.Trinca induzida por hidrogênio em solda circunferencial de filete em tubo API X52. (Adaptado de Guest et al. [6]).	70
Figura 21.Em a) Esquemático da técnica da meia-camada para aplicação do <i>temper bead</i> ; b) Qualificação de soldagem em operação de dupla-calha tipo B etapa de esmerilhamento da camada 1 e produção do canal guia de soldagem; c) Região da junta na qual o <i>temper bead</i> cobriu satisfatoriamente o primeiro passe; d) Região em que a preparação foi inadequada e a soldagem do <i>temper bead</i> não cobriu a primeira camada.	72
Figura 22.Comparação de deposição de solda. Em a) Deposição direta; b) Solda de filete de remendo. Adaptado de [84].	74
Figura 23.Deformação plástica na parede interna devido ao aumento do aporte térmico. Adaptado de Bruce e Boring [84].	74
Figura 24.Análise em MEF do risco de <i>burn-through</i> . Em a) Distribuição de temperaturas; b) Deformação devido à pressão interna. Adaptado de Sabapathy et al. [87].	75
Figura 25.Em a) aquecimento de soldagem em operação por chama; b) aquecimento de soldagem em operação por condução. Adaptado de Yunovich e Thompson [7].	77
Figura 26.Montagem de bobinas de cabos para aquecimento por indução.	78
Figura 27.Variação do <i>skin effect</i> em termos da densidade de corrente para frequências de 100 kHz, 24 kHz e 50 Hz. Fonte: O próprio autor.	79

Figura 28. Aquecimento por indução em soldagem. Em a) Soldagem LASER assistida por pré e pós-aquecimento; b) Esquema de junta V aquecida por indução. Adaptado de Li et al. [97] e Ikram et al. [98].....	80
Figura 29. Esquemático da multifísica da soldagem. Fonte: O próprio autor.....	81
Figura 30. Em a) Distribuição de temperaturas em fonte pontual com tendência ao infinito no centro; b) Esquemático da fonte de calor móvel em coordenadas cartesianas. Adaptado de Naisiri e Ezinger [13] e Ramirez-Londoño [108].....	83
Figura 31. Distribuição Gaussiana de potência utilizada no modelamento de fontes de calor. A imagem mostra 4000 W distribuídos em um raio de 10 mm. Fonte: O próprio autor.	85
Figura 32. Em a) Clássico esquemático da distribuição duplo-elipsoide. Adaptado de Goldak et al [12]; b) Exemplo da distribuição do fluxo de calor de uma fonte duplo-elipsoide. Fonte: O próprio autor.	86
Figura 33. Comparação das fontes de calor de Goldak com duplo-elipsoide único e elipsoides combinados para soldagem com geometria de fusão mais complexa (<i>finger shape</i>). Fonte: O próprio autor.....	87
Figura 34. Distribuição de densidade de calor em vistas isométricas e vista frontal para fonte de calor com perfil complexo, composta por duplos-elipsoides para aplicação em juntas de filete. Fonte: O próprio autor.	87
Figura 35. Análise em MEF voltada para soldagem em operação. Em a) Esquema da soldagem de dupla-calha em pipeline de gás; b) Modelo de deposição de solda em MEF, simplificado para soldagem circunferencial sobre tubo; c) Comparação de ciclo térmico simulado <i>versus</i> termopar. Adaptado de Huang et al. [15].	88
Figura 36. Modelagem de soldagem <i>in-service</i> . Em a) Modelo em ABAQUS de solda de filete multipasses com malha; b) Modelo em CAD simplificado para ensaios simulando soldagem em operação; c) Taxa de resfriamento simulada e diagrama TRC. Adaptado de Guest et al. [6]..	89
Figura 37. Simulação de soldagem multipasses com Eletrodo Revestido. Em a) Comparativo da ZF simulada <i>versus</i> experimental; b) Comparativo de diferentes fluidos sobre a taxa de resfriamento da microestrutura. Adaptado de Wang et al. [113].....	90
Figura 38. Fluxograma geral mostrando a sequência das principais etapas do trabalho.....	91
Figura 39. Microestrutura do material de base formada majoritariamente por ferrita com pequenas zonas de perlita. Ataque Nital 2%. Aumento de 500 X.....	93
Figura 40. Microindentador instrumentado no EJTC/OSU utilizado para medições do limite de escoamento das amostras do tubo aquecidas por 2 h.....	94

Figura 41. Diagrama binário Fe-C mostrando as temperaturas de transformação e fases estáveis para a composição química do API 5L Grade B.	95
Figura 42. Equipamentos para soldagem. Em a) Bancada para soldagem em operação com robô antropomórfico de 6 eixos em trilho; b) Fonte de soldagem Digiplus A7.	96
Figura 43. Sistema de aquisição portátil de dados elétricos e temperatura.	96
Figura 44. Em a) Câmera de alta velocidade IDT Y4-S2. Adaptado de IDT [119]. b) Câmera de alta velocidade Photron Nova S9. Adaptado de Photron [120]; c) Conjunto de fonte laser para iluminação utilizado para ofuscar o arco na filmagem em alta velocidade. Adaptado de Cavitar [121].	97
Figura 45. Sistema de aquecimento por indução Miller. Adaptado de Miller [122].	98
Figura 46. Esquemático da montagem da bobina de aquecimento por indução e do isolamento de aramida sobre a parede externa do tubo, com dimensões de cada componente.	99
Figura 47. Periféricos do circuito fechado com água para simular condição de soldagem em operação.	100
Figura 48. Câmeras termográficas modelos SC7200 e T1030sc. Adaptado de Flir [123].	100
Figura 49. Em a) Microscópio utilizado para análises de microscopia óptica. Adaptado de Leco [125]; b) Microdurômetro automático para mapas; c) Imagem gerada após a conclusão do mapa de durezas; d) Espectrômetro de bancada.	102
Figura 50. Setup de bancada para filmagem em alta velocidade	103
Figura 51. Em a) Método de medição da distância dos termopares até o cordão após a soldagem; b) Esquemático de fixação dos termopares para calibração e validação do modelo em MEF.	104
Figura 52. Esquemático dos parâmetros cf , cr , a e b utilizados para simulação da soldagem das variantes GMAW-P e GMAW-P AC.	105
Figura 53. Setup de bobina para ensaio com aquecimento por indução. Em a) 15 volts; b) 7 volts; c) 3 volts.	106
Figura 54. Esquemático do posicionamento dos termopares nos ensaios com tubo seco com espaçamento de 100 mm entre si.	106
Figura 55. Bancada com <i>looping</i> de água na posição horizontal para simular soldagem em operação em ambiente laboratorial.	107
Figura 56. Bancada com <i>looping</i> de água na posição inclinada 45° para simular soldagem em operação em ambiente laboratorial.	108

Figura 57. Soldagem de dupla-calha em ambiente de laboratório. Em a) Dupla-calha tipo B montada em circuito com água; b) Detalhe do posicionamento da tocha para soldagem; c) Posicionamento de termopares e medição com escala graduada após a soldagem.	110
Figura 58. Esquemático e montagem das bobinas para aquecimento por indução de forma <i>single</i> (acima) e dupla (abaixo).	110
Figura 59. Esquemático da sequência da junta de selamento soldada com 3 passes.	111
Figura 60. Esquemático de uma junta soldada indicando as regiões de análise com microscopia óptica com aumentos de 200X, 400X e 1000X, além dos pontos de medição de dureza e mapa de microdurezas.	112
Figura 61. Interface gráfica do <i>software</i> JMatPro demonstrando o <i>input</i> da composição química do material de base para simulação de diagrama CCT.	113
Figura 62. Interface gráfica de programação no <i>software</i> COMSOL Multiphysics com geometria de tubo para análise 3-D do fluxo de calor na peça.	113
Figura 63. Exemplo esquemático da forma como os parâmetros e a combinação de três duplo-elipsoide foram definidos na simulação de soldagem orbital.	114
Figura 64. Interface gráfica de programação no <i>software</i> COMSOL Multiphysics com geometria de tubo para análise 3-D multifísica.	115
Figura 65. Modelo de geometria reduzida representando $\frac{1}{4}$ do tubo para simulação de soldagem em operação.	116
Figura 66. Setup de bancada para aquecimento duplo por indução até temperatura mais elevada utilizando fonte de maior potência da IMC.	117
Figura 67. Modelo geométrico 2-D axissimétrico mostrando os diferentes subdomínios considerados com detalhe ao refinamento da malha usada próxima à bobina indutora.	121
Figura 68. Distribuição de temperatura no pós-processamento após 60 minutos (3600 s) e esquema da posição dos termopares sobre a peça [https://youtu.be/7pbJ1RpuHJ4].	122
Figura 69. Temperatura para aquecimento por indução com tubo seco e 3 espiras – experimental versus simulado.	123
Figura 70. Distribuição de temperaturas na seção transversal do tubo e densidade do fluxo magnético para 3, 7 e 15 espiras.	124
Figura 71. Simulação do skin effect em frequência de 17 kHz ocorrido nos condutores da bobina e na superfície de tubo de aço carbono.	125

Figura 72. Imagem original do <i>setup</i> da bobina na parede do tubo com suas respectivas termografias de aquecimento por indução com o tubo na posição horizontal e vazões de 50 l/min e 200 l/min.....	127
Figura 73. Termografia de aquecimento por indução em vazão de 380 l/min de água.....	128
Figura 74. Principais elementos da geometria e da malha utilizada na simulação multifísica do aquecimento por indução acoplado com o fluxo do fluido.	130
Figura 75. Perfil de velocidade e função corrente do fluxo para 50 l/min.	131
Figura 76. Perfil de velocidade e função corrente do fluxo para 380 l/min.	132
Figura 77. Distribuição de temperatura no tubo com 50 l/min em simulação do aquecimento por indução [https://youtu.be/Rc7TI-KMsiE].....	133
Figura 78. Distribuição de temperaturas no tubo com 380 l/min em simulação do aquecimento por indução [https://youtu.be/O0jMhlcde8s].....	133
Figura 79. Perfil de temperatura na parede do tubo na região fora da bobina.	134
Figura 80. Simulação do escoamento plenamente desenvolvido para vazão de 50 l/min.....	135
Figura 81. Simulação da temperatura em aquecimento por indução para um escoamento plenamente desenvolvido com vazão de 50 l/min. Em a) Temperatura em vista isométrica; b) Gráfico comparando as temperaturas nas posições 12h e 6h [https://youtu.be/3VQDwjlgCaE].....	136
Figura 82. Simulação multifísica de soldagem <i>in-service</i> com água em vazão de 50 l/min. [https://youtu.be/a0lsCM8GzVw]	138
Figura 83. Densidade do fluxo de calor, distribuição de temperatura e coeficiente de transferência de calor na parede interna do tubo para as vazões de 50 l/min e 380 l/min.....	140
Figura 84. Variação do coeficiente pelicular em função da diferença de temperatura na seção transversal da fonte térmica para a vazão de 50 l/min.....	140
Figura 85. Variação do coeficiente pelicular em função da diferença de temperatura na seção transversal da fonte térmica para a vazão de 380 l/min.....	141
Figura 86. Coeficiente de transferência de calor por convecção (h) em função da temperatura para água em vazão de 50 l/min.	142
Figura 87. Coeficiente de transferência de calor por convecção (h) em função da temperatura para água em vazão de 380 l/min.	142
Figura 88. Modelo e resultados de simulação de soldagem de dupla-calha em tubulação de 34" conduzindo óleo cru com escoamento plenamente desenvolvido em vazão de 2500 m ³ /h (41667 l/min) [https://youtu.be/wYharjcL5Ho].	144

Figura 89. Vista da parede interna com plotagem gráfica do coeficiente h para tubulação de 34" conduzindo óleo cru com escoamento plenamente desenvolvido em vazão de 2500 m ³ /h (41667 l/min).....	144
Figura 90. Distribuição de temperatura em simulação do aquecimento por indução em tubo inclinado 45°.....	146
Figura 91. Campo de velocidade e função corrente para simulação do escoamento em tubo inclinado 45°.....	146
Figura 92. Perfil de temperatura sobre a parede do tubo fora da bobina para a condição de tubo inclinado.....	147
Figura 93. Taxa de fusão de arame e corrente de transição para voo livre levantado empiricamente na polaridade positiva. Eletrodo ER70S-6, com diâmetro de 1,2 mm, gás de proteção Ar+8%CO ₂ , DBCP=17 mm e V _s = 30 cm/min [https://youtu.be/U3unJe9qzPE]....	149
Figura 94. Sinais de corrente e tensão ligados com os respectivos frames de filmagem em alta velocidade para a variante GMAW-P em DC [https://youtube.com/shorts/mJISiZePFA]....	153
Figura 95. Formato de onda retangular base do processo pulsado com corrente alternada. ...	154
Figura 96. Dados empíricos da taxa de fusão para as polaridades puramente positiva e negativa, com retas ajustadas por meio de regressão linear.	156
Figura 97. Taxa de fusão calculada para diferentes dg utilizando a abordagem simplificada que cruza a origem.....	157
Figura 98. Taxa de fusão calculada com o método de ponderação considerando o coeficiente linear para diferentes dg e $\%N$ aproximadas.	160
Figura 99. Esquemático do comportamento da corrente com a mudança da V_a para um dg fixo (<i>esquerda</i>) e aquisições reais de corrente para $V_a=3.0$ m/min e 6.0 m/min (<i>direita</i>).	161
Figura 100. Sinais de corrente e tensão concatenados com frames de filmagem em alta velocidade para a variante GMAW-P AC, $dg= 1,2$ mm para $V_a=6,0$ m/min [https://youtube.com/shorts/Cj3jrP4sejk].....	164
Figura 101. Sinais de corrente e tensão concatenados com frames de filmagem em alta velocidade para a variante GMAW-P AC, $dg= 1,3$ mm para $V_a=6,0$ m/min [https://youtube.com/shorts/rK-qf_gYTRY].....	164
Figura 102. Sinais de corrente e tensão concatenados com frames de filmagem em alta velocidade para a variante GMAW-P AC, $dg= 1,6$ mm para $V_a=6,0$ m/min [https://youtu.be/73kUQYHtJXQ].	165

Figura 103. Macrografia de soldagem sobre chapa para processo GMAW-P DC e GMAW-P AC com diâmetro de gota de 1.2, 1.4 e 1.6 mm.	165
Figura 104. Soldagem orbital de dupla calha tipo-B com GMAW-P DC sem pré-aquecimento.....	167
Figura 105. Soldagem orbital de dupla calha tipo-B com GMAW-P DC com pré-aquecimento da calha.....	167
Figura 106. Soldagem orbital mecanizada de dupla calha tipo-B com GMAW-P AC sem pré-aquecimento.....	168
Figura 107. Soldagem orbital mecanizada de dupla calha tipo-B com GMAW-P AC com pré-aquecimento da calha.....	168
Figura 108. Macrografias da soldagem de dupla-calha com GMAW-P DC. Em a) Sem pré-aquecimento por indução; b) Com pré-aquecimento da calha por indução.	170
Figura 109. Macrografias da soldagem de dupla-calha com GMAW-P AC. Em a) Sem pré-aquecimento por indução; b) Com pré-aquecimento da calha por indução.	170
Figura 110. Macrografias da soldagem de dupla-calha com aquecimento duplo Calha/Tubo. Em a) GMAW-P; b) GMAW-PAC.	171
Figura 111. Termografia da soldagem do Passe 3 com GMAW-P DC com a calha aquecida por indução [https://youtu.be/EHQAXpsI1ik].	174
Figura 112. Mapas de microdureza para a soldagem com GMAW-P DC. Em a) Sem aquecimento por indução; b) Com aquecimento da calha; c) Com aquecimento duplo bancada inclinada.....	175
Figura 113. Mapas de microdureza para a soldagem com GMAW-P AC. Em a) Sem aquecimento por indução; b) Com aquecimento da calha; c) Com aquecimento duplo bancada inclinada.....	175
Figura 114. Macrografia com mapa de microdureza destacando a localização da região crítica de alta dureza.	177
Figura 115. Micrografia em aumento de 200X da ZAC de grãos grosseiros para soldagem com GMAW-P AC sem aquecimento. Ataque Nital 2% por 15 s.	177
Figura 116. Micrografia em aumento de 1000X da ZAC de grãos grosseiros para soldagem com GMAW-P AC sem aquecimento. Ataque Nital 2% por 15 s.	178
Figura 117. Micrografia com aumento de 200X da ZAC próxima ao passe 2 da soldagem com GMAW-P AC sem pré-aquecimento. Ataque Nital 2% por 15s.....	179

Figura 118. Micrografia com aumento de 1000X do metal de solda para a condição GMAW-P DC sem aquecimento por indução. Em a) Passe 1; b) Passe 2; c) Passe 3. Ataque Nital 2% por 15 s.....	180
Figura 119. Macrografia seguida por micrografia em aumento de 200X da ZAC de grãos grosseiros para soldagem com GMAW-P DC com pré-aquecimento por indução de 73 °C. Ataque Nital 2% por 15 s.	181
Figura 120. ZAC GG do passe 1 que foi reaquescida acima de A1 formando ripas grosseiras e abaixo de A1 formando carbonetos e martensita revenida (TM).	183
Figura 121. Experimento de difusão de hidrogênio em óleo mineral em cordão de solda depositado com o processo SMAW usando eletrodo celulósico 6010 [https://youtu.be/U3Ymn0z9HNU].	185
Figura 122. Experimento de difusão de hidrogênio em óleo mineral em cordão de solda depositado com o processo SMAW usando eletrodo básico 7018 [https://youtu.be/U3Ymn0z9HNU].	185
Figura 123. Experimento de difusão de hidrogênio em óleo mineral em cordão de solda depositado com o processo GMAW-P DC usando eletrodo ER 70S-6 [https://youtu.be/U3Ymn0z9HNU].	186
Figura 124. Experimento de difusão de hidrogênio em óleo mineral em cordão de solda depositado com o processo GMAW-P AC usando eletrodo ER 70S-6 [https://youtu.be/U3Ymn0z9HNU].	186
Figura 125. Em a) Modelo geométrico para simulação de soldagem em chapa; b) Seção transversal com detalhe na malha tetraédrica utilizada.	189
Figura 126. Distribuição de temperaturas para a simulação de soldagem em chapa plana com a variante GMAW-P AC [https://youtu.be/hLVFWwrmggY].	190
Figura 127. Plot no pós-processamento do fluxo de calor por condução dentro do cordão com o método <i>quiet elements</i>	190
Figura 128. Comparação da seção transversal dos experimentos <i>versus</i> a simulação. Em a) GMAW-P sobre chapa; b) GMAW-PAC sobre chapa.	191
Figura 129. Ciclos térmicos experimentais <i>versus</i> simulados para a soldagem sobre chapa com GMAW-P DC.	192
Figura 130. Ciclos térmicos experimentais <i>versus</i> simulados para a soldagem sobre chapa com GMAW-P AC.	192

Figura 131. Avaliação da potência transferida para a peça e o aporte térmico na simulação da soldagem com GMAW-P e GMAW-P AC.	194
Figura 132. Modelo de comprimento reduzido para simulação térmica de soldagem orbital multipasses. Em a) Distribuição de temperatura no passe 1 no modelo de comprimento reduzido com circunferência total (360°); b) Modelo usando simetria representando ¼ da circunferência (90°); c) Em detalhe a igual zona fundida de ambas as condições [132a: https://youtu.be/YlXJ_Jx5_20 . 132b: https://youtu.be/V6AMulLgMYg].....	196
Figura 133. Seção transversal do modelo mostrando o domínio dos 3 passes de solda (discretos antes da análise transiente).	197
Figura 134. Em a) Geometria em ambiente virtual representando ¼ do problema; b) Geometria em ambiente virtual representando ¼ do problema com a adição de domínio do ar externo; c) Vista em detalhe da seção transversal do modelo destacando seus principais domínios.	198
Figura 135. Comparação entre resultados de distribuição de temperaturas em diferentes malhas.....	199
Figura 136. Comparativo de malha quanto à temperatura na parede interna para o Passe 1 de uma soldagem orbital de dupla-calha.	200
Figura 137. Vista isométrica do modelo com a malha e detalhes dos <i>boundary layers</i> utilizados na bobina e no tubo.....	201
Figura 138. Fluxograma do modelo multifísico completo.	203
Figura 139. Controle do aquecimento por indução no software, simulando um termostato pela interface <i>Events</i>	205
Figura 140. Simulação do passe 1 de soldagem <i>in-service</i> de dupla-calha – GMAW-P DC com e sem aquecimento por indução [https://youtu.be/tEuMmJEx6Mc].	206
Figura 141. Simulação do passe 2 de soldagem <i>in-service</i> de dupla-calha – GMAW-P DC com e sem aquecimento por indução [https://youtu.be/d7cXWhTfa7Q].	207
Figura 142. Simulação do passe 3 de soldagem <i>in-service</i> de dupla-calha – GMAW-P DC com e sem aquecimento por indução [https://youtu.be/vifNs0uxEVY].	207
Figura 143. GMAW-P DC sem aquecimento por indução.	208
Figura 144. GMAW-P DC com aquecimento por indução da calha.	208
Figura 145. GMAW-P AC sem aquecimento por indução.	209
Figura 146. GMAW-P AC com aquecimento por indução da calha.	209
Figura 147. Ciclo térmico para os três passes: Termopares <i>versus</i> Simulação para GMAW-P DC sem aquecimento por indução.	210

Figura 148. Ciclo térmico para os três passes: Termopares <i>versus</i> Simulação para GMAW-P DC com aquecimento por indução.	210
Figura 149. Ciclo térmico para os três passes: Termopares <i>versus</i> Simulação para GMAW-P AC sem aquecimento por indução.....	211
Figura 150. Ciclo térmico para os três passes: Termopares <i>versus</i> Simulação para GMAW-P AC com aquecimento por indução	211
Figura 151. Simulação transiente do pré-aquecimento por indução da calha para soldagem <i>in-service</i> [https://youtu.be/8P-apqGByRw].....	213
Figura 152. Simulação transiente de 300 s (condição em regime) da distribuição de temperaturas e fluxo de calor para a fase de pré-aquecimento por indução (Etapa 3).....	213
Figura 153. Simulação transiente de 300 s (condição em regime) da distribuição de temperaturas para a fase de pré-aquecimento por indução duplo (Etapa 3).....	215
Figura 154. Ciclo térmico para os três passes de soldagem da calha: Termopares <i>versus</i> Simulado para GMAW-P AC com aquecimento duplo por indução.	216
Figura 155. Simulação transiente de 300 s (condição de regime) com pré-aquecimento por indução de 200 °C no ponto mais crítico (pé do passe 2).....	217
Figura 156. Ponto de interesse de verificação da taxa de resfriamento na ZAC GG, da esquerda para direita: macrografia real e modelos no COMSOL.....	218
Figura 157. Diagrama CCT API 5L grade B superposto com as taxas de resfriamento dos ensaios de soldagem orbital.....	219
Figura 158. Soldagem orbital de dupla calha tipo-B com GMAW-P AC com pré-aquecimento de 200 °C.....	220
Figura 159. Macrografia de soldagem com pré-aquecimento por indução de 200 °C. Em a) GMAW-P DC; b) GMAW-P AC.	220
Figura 160. Micrografia em aumento de 100X (acima) e 400X (abaixo) da ZAC de grãos grosseiros para soldagem com GMAW-P AC e pré-aquecimento de 200 °C. Ataque Nital 2% por 15 s.....	221
Figura 161. Micrografia em aumento de 400X da ZAC de grãos grosseiros para soldagem com GMAW-P AC e pré-aquecimento de 200 °C. Ataque Nital 2% por 15 s.....	221
Figura 162. Micrografia de estrutura lamelar fina presente na ferrita de contorno de grão. Aumento de 100X, 500X e 1000X da ZAC de grãos grosseiros para pré-aquecimento de 200 °C. Ataque Nital 2% por 15 s.	222

Figura 163. Ciclo térmico simulado em MEF <i>versus</i> medido por termopar para condição com pré-aquecimento de 200 °C [https://youtu.be/ZuSSJ2MUS-k].	224
Figura 164. Comparação da temperatura na parede interna medida experimentalmente <i>versus</i> a simulada com e sem pré-aquecimento por indução.	225
Figura 165. Distribuição de temperaturas para o Passe 2 com aquecimento duplo por indução e GMAW-P AC. Em a) Seção transversal destacando a zona fundida e a ZAC; b) Vista da superfície interna do tubo do modelo de comprimento reduzido (0,5 m) durante a simulação da soldagem; c) Distribuição de temperatura na parede interna ao longo do comprimento [https://youtu.be/b06Tb7T_F8A].	225
Figura 166. Distribuição de temperaturas em simulação de aquecimento por indução com 7 espiras [https://youtu.be/-39wYwqmwOw].	247
Figura 167. Comparação entre termopares (linhas tracejadas) e a temperatura simulada para aquecimento por indução com 7 espiras.	247
Figura 168. Distribuição de temperaturas em simulação de aquecimento por indução com 15 espiras [https://youtu.be/MIgFwD_0_PQ].	248
Figura 169. Comparação entre termopares (linhas tracejadas) e a temperatura simulada para aquecimento por indução com 15 espiras.	248
Figura 170. Soldagem circunferencial de dupla-calha tipo B. Em a) Eletrodo revestido; b) GMAW convencional.	249
Figura 171. Macrografias soldagem de dupla-calha. Em a) Eletrodo Revestido; b) GMAW convencional.	250
Figura 172. Correlações analíticas para determinação do h em regime turbulento com escoamento plenamente desenvolvido.	251
Figura 173. Comparação do ciclo térmico real <i>versus</i> os calculados considerando diferentes abordagens e correlações para o coeficiente de transferência de calor por convecção (h). ...	252
Figura 174. Esquemático das correlações para cálculo do coeficiente de transferência de calor por convecção (h) na superfície de chapas planas.	253
Figura 175. Propriedades termofísicas em função da temperatura utilizadas para os domínios de aço carbono na simulação em MEF.	255
Figura 176. Propriedades físicas da água aplicadas na simulação em MEF.	255
Figura 177. Propriedades físicas do óleo cru (<i>crude oil</i>) aplicadas na simulação em MEF.	256

LISTA DE TABELAS

Tabela 1. Dureza admissível em função da espessura, CE e hidrogênio difusível [10].	64
Tabela 2. Ranking de microestruturas e sua susceptibilidade a trincas por hidrogênio. Adaptado de Lippold [1].	64
Tabela 3. Composição química tubo API 5L Grade B e arame ER 70S-6 medidos por espectrometria.	92
Tabela 4. Resultados de medição do limite de escoamento e resistência à tração do API 5L Grade B exposto a diferentes temperaturas.	94
Tabela 5. Especificações técnicas da câmera IDT Y4-S2 [119].	97
Tabela 6. Especificações técnicas câmeras termográficas.	101
Tabela 7. Parâmetros utilizados na simulação da soldagem em MEF com fontes duplo-elipsoides combinados, valores com base na representação esquemática anterior.	105
Tabela 8. Parâmetros de potência, frequência e corrente RMS da bobina medidos nos ensaios experimentais com a fonte <i>Pro Heat</i> 35 kW e utilizados na simulação do aquecimento por indução.	108
Tabela 9. Matriz de ensaios de soldagem orbital simulando dupla-calha tipo B utilizando <i>looping</i> de água com e sem aquecimento por indução.	111
Tabela 10. Dados característicos de cada escoamento simulado e testado empiricamente.	147
Tabela 11. Características de destacamento em voo livre para arame ER 70S-6 com 1,2 mm de diâmetro e gás de proteção Ar+8%CO ₂ .	150
Tabela 12. Parâmetros de soldagem utilizados e medidos com sistema de aquisição de sinais para a variante GMAW-P DC.	152
Tabela 13. Exemplo de parâmetros calculados para o GMAW-P AC para $V_a=6$ m/min e $d_e=1,2$ mm.	161
Tabela 14. Máxima penetração da ZAC intercristica na parede do tubo.	171
Tabela 15. Tempo de resfriamento dos 3 passes da soldagem de dupla-calha com e sem aquecimento por indução em tubo horizontal (Q=380 l/min).	172
Tabela 16. Tempo de resfriamento dos 3 passes da soldagem de dupla-calha com duplo aquecimento por indução em tubo inclinado 45° (Q=50 l/min).	172
Tabela 17. Valores de dureza HV10 medidos em macrografia de soldagem circunferencial de dupla-calha tipo B, de acordo com a ASME PCC-2 [127].	176
Tabela 18. Área da ZAC do passe 1 que foi reaquecida acima da zona intercristica pelo passe 2 (área de intersecção entre a ZAC acima de A1 do passe 1 e do passe 2).	184

Tabela 19. Comparação da área da zona fundida experimental <i>versus</i> a simulada para condições representando as variantes GMAW-P DC e GMAW-P AC.....	209
Tabela 20. Comparação do Δt_{8-5} entre a termografia e a simulação para condição de tubo horizontal com e sem aquecimento por indução.	212
Tabela 21. Comparação do Δt_{8-5} , Δt_{8-3} (simulados) e suas respectivas taxas de resfriamento para a soldagem do passe 2 com a variante GMAW-P AC e 200 °C de pré-aquecimento. ...	217
Tabela 22. Resultados de dureza HV10 e HV0.2 para soldagem com GMAW-P DC e GMAW-P AC com 200 °C de pré-aquecimento.	223
Tabela 23. Resultados da previsão de dureza baseados nas abordagens de Suzuki [156] e Yurioka [157] utilizando os métodos de estimativa do Δt_{8-5} analítico e numérico e comparação com a dureza medida experimentalmente.	228
Tabela 24. Parâmetros de soldagem com os processos Eletrodo Revestido e GMAW convencional para qualificação de soldagem em operação.	250
Tabela 25. Valores de dureza para soldagem com Eletrodo Revestido e GMAW convencional para qualificação de soldagem <i>in-service</i> em <i>looping</i> de água.	250
Tabela 26. Parâmetros calculados utilizando a abordagem para escoamentos plenamente desenvolvidos.	251

LISTA DE ABREVIATURAS E SIMBOLOS

α	<i>Difusividade térmica</i>
η	<i>Rendimento térmico</i>
ρ	<i>Densidade</i>
μ_0	<i>Permeabilidade no vácuo</i>
μ_r	<i>Permeabilidade relativa do meio</i>
ϵ_0	<i>Permissividade no vácuo</i>
ϵ_r	<i>Permissividade relativa do meio</i>
σ	<i>Condutividade elétrica do meio</i>
%N	<i>Porcentagem de eletrodo em negativo</i>
Δt	<i>Intervalo/tempo de resfriamento</i>
AC	<i>Alternating Current</i>
API	<i>American Petroleum Institute</i>
\vec{B}	<i>Densidade de fluxo magnético</i>
CC-	<i>Corrente Contínua polaridade negativa</i>
CC+	<i>Corrente Contínua polaridade positiva</i>
CCT	<i>Continuous Cooling Transformation</i>
CE	<i>Carbono Equivalente</i>
CN	<i>Curva negativa</i>
Cp	<i>Calor específico</i>
CP	<i>Curva positiva</i>
\vec{D}	<i>Densidade de fluxo elétrico</i>
DBCP	<i>Distância bico de contato-peça</i>
DC	<i>Direct Current</i>
d_i	<i>Espessura da chapa</i>
d_g	<i>Diâmetro de gota</i>
\vec{E}	<i>Intensidade do campo elétrico</i>
FPS	<i>Frames per second</i>
g	<i>Força da gravidade</i>
GMAW	<i>Gas Metal Arc Welding</i>
\vec{H}	<i>Intensidade do campo magnético</i>
h	<i>Espessura</i>

I_{coil}	<i>Corrente na bobina</i>
I_p	<i>Corrente de pulso</i>
I_b	<i>Corrente de base</i>
I_n	<i>Corrente em negativo</i>
k	<i>Condutividade térmica</i>
K_0	<i>Função Ito-Bessio Modificada</i>
K_p	<i>Coefficiente angular positivo</i>
K_n	<i>Coefficiente angular negativo</i>
MEF	<i>Método dos Elementos Finitos</i>
P	<i>Potência</i>
PRCI	<i>Pipeline Research Council</i>
PSL	<i>Product Specification Level</i>
Q	<i>Vazão volumétrica</i>
\dot{Q}	<i>Fluxo de calor externo</i>
q'	<i>Fluxo de calor</i>
R ou R_i	<i>Distância da coordenada até o centro da fonte de calor</i>
RMS	<i>Root Mean Square</i>
SAP	<i>Sistema de Aquisição Portátil</i>
SMAW	<i>Shielded Metal Arc Welding</i>
TIG	<i>Tungsten Inert Gas</i>
TIH	<i>Trinca Induzida por Hidrogênio</i>
TRC	<i>Transformação em resfriamento contínuo</i>
T	<i>Período total ou Temperatura</i>
t	<i>Tempo</i>
T_0	<i>Temperatura inicial</i>
t_p	<i>Tempo de pulso</i>
t_{pos}	<i>Tempo em positivo</i>
t_b	<i>Tempo de base</i>
t_n	<i>Tempo em negativo</i>
V_{coil}	<i>Tensão na bobina</i>
v	<i>Velocidade de soldagem</i>
V_a	<i>Velocidade de arame</i>
ZAC	<i>Zona Afetada pelo Calor</i>

SUMÁRIO

1 INTRODUÇÃO.....	31
1.1 OBJETIVOS.....	34
1.1.1 Objetivo geral.....	34
1.1.2 Objetivos específicos.....	35
2 REFERÊNCIA BIBLIOGRÁFICA	37
2.1 SOLDAGEM EM OPERAÇÃO OU EM “LINHA VIVA” E A SUA IMPORTÂNCIA INDUSTRIAL POR MEIO DE EXEMPLOS.....	37
2.2 TÉCNICAS DE SOLDAGEM GMAW PARA APLICAÇÃO NO REPARO EM OPERAÇÃO.....	43
2.2.1 Corrente pulsada em soldagem MIG/MAG	44
2.2.2 A contribuição da polaridade e dos efeitos das diferentes zonas do arco sobre a taxa de fusão do arame	50
2.2.3 Introdução da polaridade negativa no GMAW-P	56
2.3 PRINCIPAIS PROBLEMÁTICAS NA SOLDAGEM EM OPERAÇÃO	63
2.3.1 Trincas induzidas por hidrogênio (TIH) ou trincas a frio	63
2.3.2 Importância do controle do aporte térmico do processo sobre o risco de perfuração e decomposição instável de produtos na soldagem em operação	72
2.4 PRÉ-AQUECIMENTO PARA CONTROLE DO RESFRIAMENTO E DIFUSÃO DO HIDROGÊNIO EM SOLDAGEM <i>IN-SERVICE</i>	75
2.5 SIMULAÇÃO TÉRMICA E MODELAGEM PARA SOLDAGEM EM OPERAÇÃO .	80
3 MATERIAIS, EQUIPAMENTOS E MÉTODOS	91
3.1 Materiais e equipamentos.....	92
3.1.1 Material de base e de adição	92
3.1.2 Equipamentos e periféricos utilizados nos ensaios	95
3.2 Fluxograma metodológico da tese – Período 1 (UFSC/LABSOLDA) – Ensaios experimentais de soldagem e aquecimento por indução	102
3.3 Fluxograma metodológico da tese – Período 2 (OSU/EJTC) – Análise metalúrgica e simulação.....	112

3.4 Fluxograma metodológico da tese – Período 3 (UFSC/LABSOLDA) – Aplicação dos modelos.....	116
4 ENSAIOS DE AQUECIMENTO POR INDUÇÃO E SIMULAÇÃO EM MEF DO ELETROMAGNETISMO E DO FLUXO DE FLUIDO	118
4.1 Modelagem e simulação do aquecimento por indução em MEF	118
4.1.1 Resultados experimentais e simulação do aquecimento por indução em tubo seco.....	118
4.1.2 Resultados experimentais e simulação do aquecimento por indução em bancada com <i>looping</i> de água	126
4.1.3 Coeficiente de troca de calor por convecção e otimização do tempo de simulação para o modelo multifísico.....	136
5 ENSAIOS DE SOLDAGEM, RESULTADOS E DISCUSSÃO	148
5.1 Definição dos parâmetros do GMAW-P DC com método assistido por filmagem em alta velocidade (<i>High Speed Videography</i>).....	148
5.2 GMAW-P AC – Correlação entre taxa de fusão, % em polaridade negativa e diâmetro de gota.....	154
5.3 Soldagem orbital de selamento simulando reparo por dupla-calha tipo B e análise dos processos.....	166
5.3.1 Soldagem orbital com GMAW-P DC e GMAW-P AC – Aspecto superficial e macrográfico	166
5.3.2 Soldagem orbital GMAW-P DC e GMAW-P AC – Análise térmica e microestrutural	171
5.3.3 Análise qualitativa do hidrogênio difusível e comparação entre processos	184
5.4 Simulação multifísica utilizando MEF para verificação da distribuição de temperaturas, taxa de resfriamento e predição da microestrutura.....	186
5.4.1 Análise 3D da distribuição de temperaturas e aporte térmico usando MEF - Simulações em chapa plana	187
5.4.2 Análise 3D multifísica da distribuição de temperaturas em soldagem <i>in-service</i> utilizando MEF – Criação do modelo multifísico, condições de contorno e suas etapas	195

5.4.3	Análise 3D multifísica da distribuição de temperaturas em soldagem <i>in-service</i> utilizando MEF – Simulação soldagem orbital de dupla-calha tipo B	206
5.4.4	Aplicação do modelo 3D multifísico na simulação da soldagem orbital de dupla-calha tipo B com duplo aquecimento por indução e predição da microestrutura por meio do diagrama CCT (TRC)	214
5.4.4.1	Previsão da dureza com base no tempo de resfriamento simulado em MEF	226
6	CONCLUSÕES.....	229
6.1	Sugestões para trabalhos futuros	234
7	REFERÊNCIAS.....	235
	APENDICE 1 – Complemento de simulação do aquecimento por indução.....	247
	APÊNDICE 2 – Soldagem com Eletrodo Revestido e GMAW convencional em <i>looping</i> de água.....	249
	APÊNDICE 3 – Comparação do uso do coeficiente de transferência de calor constante <i>versus</i> o variável.....	251
	ANEXOS 1 – Correlações para cálculo do <i>h</i> em superfícies planas e cilíndricas externas.....	253
	ANEXOS 2 – Propriedades físicas dos materiais utilizados nas simulações.....	254

1 INTRODUÇÃO

O reparo de tubulações que se encontram em operação é uma demanda de grande importância no Brasil e no mundo. Isto ocorre, pois, oleodutos, gasodutos, dutos da indústria química e tubulações condutoras de água que escoam fluidos ao redor de todo o globo apresentarão a inevitável necessidade de manutenção por soldagem em alguma época do seu ciclo de vida. Alguns fatores podem acelerar a necessidade desses reparos, por exemplo, casos de furto de combustível, vandalismos e o desgaste por corrosão que podem exigir a necessidade de uma parada do abastecimento por comprometer a capacidade operacional do sistema e trazer riscos à população e ao meio ambiente.

Uma das formas de recuperar uma tubulação avariada, colocando-a em condições operacionais novamente, é pela utilização de métodos que englobam a aplicação de soldagem em operação, em inglês, *in-service welding*. Como exemplos de soldagem de dutovia em operação estão os reparos por dupla-calha, remendos (*patches*), chapas de reforço, depósito direto de solda (*weld overlay*), além da instalação de *fittings* para trepanação (*Hot-Tapping*) ou derivações.

Pela característica peculiar da soldagem de equipamentos em funcionamento, o procedimento possui diversos desafios. Um dos principais trata-se da alta taxa de resfriamento da solda quando comparada àquela numa soldagem convencional. Esse fato advém da presença de fluido no interior do tubo e das propriedades do seu escoamento, que pode estar em circulação com vazão elevada e alta pressão, aumentando a troca de calor por convecção na parede interna e acelerando o resfriamento da junta soldada. Isso contribui para que o metal de solda e a zona afetada pelo calor (ZAC) estejam susceptíveis a transformações metalúrgicas que pode gerar microestruturas contendo martensita, que tem elevada dureza e que podem ser frágeis. A combinação de microestrutura frágil com um alto hidrogênio difusível torna a solda susceptível a trincas (TIH). O rápido resfriamento e as condições ambientais adversas de campo, onde geralmente a soldagem em operação é realizada, alta umidade relativa do ar e temperatura abaixo do ponto de orvalho, dificultando a evolução do hidrogênio (H) para fora da junta soldada, ou promove H disponível para entrar no metal de solda. Isso aumenta consideravelmente o risco de se ter uma grande quantidade desse elemento retido no material [1,2].

Nesse contexto, a microestrutura e a composição química do material de base juntamente com o processo de soldagem utilizado são parâmetros que determinam a susceptibilidade às trincas a frio e defeitos durante a soldagem de componentes em operação [3]. A susceptibilidade do material em formar microestruturas frágeis de alta dureza,

passíveis de gerar trincamento, pode ser avaliada pela quantidade de carbono, pelo carbono equivalente (CE) e pelo ciclo térmico do processo de soldagem. Do ponto de vista do próprio processo, entende-se que existem inúmeros fatores que podem influenciar na qualidade final da junta, tais como energia de soldagem, diferentes características de transferência metálica, formato de onda e polaridade do processo. Todavia, a grande maioria das aplicações de reparos em operação ao redor do mundo ainda utilizam uma abordagem conservadora devido ao emprego massivo do processo Eletrodo Revestido em sua configuração manual [4-6]. O conservadorismo nesse ponto possui seus pontos positivos e negativos, pois por um lado é uma tecnologia que se aplica ao longo de muitos anos com certa segurança operacional, porém dificulta a implementação de novas técnicas que podem melhorar a realização dos reparos. Diante dos inúmeros avanços tecnológicos no campo da soldagem, a proposição de novas técnicas mais avançadas, com maior flexibilidade de parâmetros e maior produtividade é fundamental para atender a crescente demanda por reparos em operação.

Processos de soldagem com maior aporte térmico tendem a produzir microestrutura de menor dureza na ZAC, porém o aporte térmico muito elevado confronta com outra preocupação peculiar da soldagem *in-service*, a qual trata-se da possibilidade de perfuração do tubo. Durante a soldagem, a penetração da poça reduz a espessura efetiva da parede da tubulação, diminuindo a área útil que suporta a pressão interna do fluido. Em algumas situações esse fato pode ser mais crítico, como em tubulações condutoras de gás que geralmente tem pressão mais elevada que oleodutos, exigindo maior controle sobre o processo de soldagem. Embora a maior pressão aumenta a condutividade do gás o que leva ao aumento da extração de calor por convecção [5]. Além disso, a elevação localizada da temperatura devido a concentração do arco reduz o limite de escoamento do material naquele ponto, podendo provocar o vazamento do fluido caso a pressão interna vença a resistência da espessura remanescente.

Com a maior susceptibilidade de trincas e a possibilidade de perfuração do tubo verifica-se a importância do uso de técnicas/versões de processos que diminuam a chance de defeitos, aumentem a robustez e a segurança da soldagem em operação, além de proporcionar aos profissionais responsáveis pela soldagem uma maior gama de opções de parametrização. Como alternativa abordada nesse trabalho destacam-se o processo GMAW com corrente pulsada e a sua variante com inversão da polaridade, permitindo flexibilizar o aporte térmico na peça e a taxa de fusão do arame, dando maiores alternativas em termos de engenharia de soldagem.

Conforme aborda a literatura, o pré-aquecimento reduz a taxa de resfriamento e a quantidade de H na junta soldada (reduz a umidade), além de aumentar a taxa de difusão do H para fora do metal de solda, sendo uma prática de fundamental importância na tecnologia de

soldagem em operação [7]. São exemplos muito utilizados industrialmente, método de aquecimento por chama (gerada a partir da queima de Acetileno ou de GLP), além do método por resistência elétrica que transmite calor por condução devido ao contato de pastilhas cerâmicas com a peça. Porém, a literatura aponta deficiências na utilização desses métodos, como a baixa eficiência na transferência de calor, menor controle do aquecimento, heterogeneidade na distribuição de temperatura na peça, além da impossibilidade na manutenção da temperatura mínima de pré-aquecimento, principalmente em condições mais severas de resfriamento [8]. Em vistas de método alternativo, o aquecimento por indução eletromagnética é levantado como uma opção para controle do pré-aquecimento. Entretanto, informações ainda são escassas a respeito das reais dificuldades e possibilidades do emprego dessa técnica, principalmente em vistas da soldagem *in-service*.

Diante dos inúmeros fatores, parâmetros e variáveis que envolvem a soldagem em operação a representação e qualificação de um procedimento passa pela montagem de complexos sistemas (bancadas) com a circulação de fluido, geralmente água, em um circuito fechado (*looping*) na tentativa de se representar a severidade térmica da soldagem *in-service* [9,10]. O uso de métodos para a previsibilidade ou para a estimativa dos resultados em função de determinados parâmetros de entrada é uma ferramenta que possibilita um entendimento de fenômenos físicos de difícil medição, além de proporcionar maior dinâmica de testes, reduzindo o tempo e os custos com o uso de matéria-prima. Uma das formas mais utilizadas de simulação numérica diz respeito à simulação computacional utilizando o método dos elementos finitos (MEF).

A simulação da soldagem em MEF para aplicações gerais é um tema que vem sendo abordado mundialmente, com modelos que simulam diversos fenômenos físicos envolvendo o arco, a geração do plasma e a transferência de calor na peça [11-14]. Porém, especificamente para a soldagem *in-service*, a literatura é mais escassa, identificando-se trabalhos que utilizaram o MEF em condições mais simplificadas quando comparadas às condições reais e ignorando muitas das variáveis existentes em uma aplicação de soldagem em operação [6,15]. Isso é fruto da complexa multifísica existente no processo, tornado muitas vezes inviável a solução do problema. No caso da soldagem em operação, há um aumento da quantidade de variáveis físicas por envolver o fluxo de fluido dentro da peça e a existência de métodos de pré-aquecimento de diferentes naturezas. Contudo, existem *softwares* comerciais destinados especificamente para tal aplicação. Esses resolvem numericamente a equação do balanço de energia na peça em função de uma determinada entrada de calor proveniente da soldagem, desconsiderando efeitos do tipo de escoamento, posição do corpo de prova e tipo de pré-aquecimento utilizado. Além disso, a própria modelagem da soldagem é considerada como uma simplificação, pois utilizam

fontes de calor que não representam processos com perfil de fusão mais complexo como o GMAW, por exemplo. Mesmo assim, programas como o Battelle [16,17] e o PRCI *Hot-Tapping* [18] são muito empregados industrialmente na previsão da dureza final em função da taxa de resfriamento e na estimativa da temperatura atingida na peça para avaliar o risco de perfuração.

Nesse sentido, verifica-se uma grande importância no desenvolvimento tecnológico nacional da soldagem em operação, pois grande parte do conhecimento nessa área é advindo de países desenvolvidos que detêm a maior parte do conhecimento em simulação e modelagem desse problema pela comercialização de *softwares* e procedimentos. Além dos objetivos do trabalho, os quais serão mostrados no próximo item, essa tese propõe-se a iniciar uma abordagem multidisciplinar da soldagem no âmbito do LABSOLDA, abrangendo o problema de um ponto de vista do processo somado com uma análise metalúrgica e com vistas da simulação computacional pela descrição dos fenômenos físicos que envolvem o processo. É importante ressaltar que parte desta tese, cerca de 12 meses, foi desenvolvida em período sanduíche junto à *The Ohio State University*, no departamento de Ciências dos Materiais e Engenharia de Soldagem, nas dependências do *Edison Joining Technology Center (EJTC)*.

1.1 OBJETIVOS

1.1.1 Objetivo geral

Esta tese tem como objetivo geral propor a soldagem de reparos em operação com o processo GMAW com corrente pulsada em polaridade contínua (DC) e polaridade alternada (AC) de modo a implementar um processo mais moderno, flexibilizar a parametrização do processo, facilitar a mecanização da operação, além de trazer maior produtividade e segurança operacional que a condição existente nos dias de hoje. Junto com o processo, uma proposição de uso do aquecimento por indução é apresentada como alternativa a métodos convencionais. Objetiva-se também o desenvolvimento de um modelo multifísico em *software*, utilizando o MEF para uso como ferramenta de estimativa dos ciclos térmicos em soldagem circunferencial de dupla-calha, levando em consideração o pré-aquecimento por indução e o escoamento de fluido dentro da tubulação. Esse modelo permitirá uma avaliação preliminar da distribuição de temperaturas na peça e da taxa de resfriamento da estrutura em função do aporte de calor e temperatura de pré-aquecimento por indução. Desta abordagem resultará, indissociavelmente, na expansão do conhecimento sobre os fenômenos envolvidos, incluindo sobre as transformações metalúrgicas.

1.1.2 Objetivos específicos

- Avaliar experimentalmente a técnica de aquecimento por indução em uma bancada com tubo seco e em circuito fechado de água simulando condição de alto resfriamento, além da caracterização das dificuldades existentes na aplicação do aquecimento por indução e a realização de medições de ciclos térmicos e temperatura por meio de termopares e termografia;
- Avaliar e desenvolver a técnica de soldagem GMAW com corrente pulsada em polaridade contínua e com variação da polaridade para controle da transferência metálica e do aporte térmico sobre a peça. Proposição de uma nova metodologia de levantamento e cálculo dos parâmetros do processo pulsado, baseada na técnica de filmagem em alta velocidade e nas curvas de taxa de fusão das polaridades positiva e negativa;
- Desenvolver aplicação mecanizada para a soldagem de reparo de dupla-calha tipo B utilizando manipulador robótico e as variantes GMAW com corrente pulsada (GMAW-P DC) e corrente pulsada com polaridade alternada (GMAW-P AC);
- Desenvolver conhecimento sobre a simulação em MEF de soldagem, utilizando geometria e corpos de prova simplificados (chapas) e implementando-se as equações do balanço de energia e condições de contorno em *software* para MEF;
- Criar um modelo de simulação do aquecimento por indução por meio da implementação das equações e condições de contorno em *software* de MEF, acoplando com um modelo do escoamento de fluidos por meio da solução das equações de Navier-Stokes e da conservação da massa;
- Criar um modelo multifísico que represente um caso de reparo por dupla-calha tipo B, com geometria reduzida, que engloba a soldagem, o aquecimento por indução, e a transferência por convecção para o fluido dentro do tubo;
- Aplicar o modelo desenvolvido para a previsão de ciclos térmicos em conjunto com diagrama CCT do material de base para previsão da microestrutura resultante;
- Propor a validação dos modelos por meio da comparação da geometria da zona fundida (ZF) obtida experimentalmente com a simulada (no caso da simulação da soldagem), além dos ciclos térmicos experimentais obtidos por aquisição com termopares e termografia *versus* os simulados numericamente (no caso da simulação do aquecimento por indução e da soldagem);

- Construir um *know-how* técnico e científico para o desenvolvimento de uma abordagem multidisciplinar do processo de soldagem, envolvendo uma avaliação combinada entre processos, metalurgia e simulação.

2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

2.1 SOLDAGEM EM OPERAÇÃO OU EM “LINHA VIVA”

Este tópico apresenta uma revisão acerca da grande gama de aplicações de soldagem consideradas “em operação”, nas quais os componentes como: tubos, tanques e reservatórios possuem sua funcionalidade mantida integralmente ou parcialmente durante a execução do processo. A soldagem realizada em tal condição possui diversas peculiaridades como taxas mais severas de resfriamento da solda, componentes pressurizados, risco de perfuração e muitas vezes a presença de fluidos inflamáveis como líquidos e gases. O entendimento da existência de diversos tipos de reparos fortalece a importância do desenvolvimento de métodos de soldagem mais avançados e seguros para a realização dessa demanda no Brasil e no mundo.

A soldagem em operação é definida de acordo com a norma Petrobras N-2163 [9] como uma técnica onde se realiza a soldagem de equipamentos, tubulações e dutos que contenham qualquer produto ou seus resíduos pressurizados ou não, com ou sem fluxo, sem a necessidade de paradas operacionais. A vantagem da soldagem em operação consiste na redução dos custos de manutenção por não interromper totalmente o funcionamento do equipamento, além de aumentar a vida útil dos componentes e mitigar os riscos ambientais devido ao vazamento de resíduos químicos que podem causar poluição ambiental. Afirmar que esses riscos são reduzidos é uma questão que depende se o procedimento de soldagem foi executado de forma segura.

Para suportar a importância da soldagem *in-service* é interessante notar-se a enorme quantidade de tubulações que existem ligando pontos de abastecimento mundo afora. Por exemplo, estimativas do site Global Energy Monitor [19] mostram, em meados de 2022, a existência de cerca de 2792 oleodutos e gasodutos operacionais em mais de 162 países ao redor do mundo e que o comprimento total desses equivale a 1.4 milhões de km, cerca de 35 vezes a circunferência do planeta. Se outros fluidos como tubulações para o transporte de água forem considerados, por exemplo, esse número pode ser muitas vezes maior. Imaginando que toda essa quantidade de tubulações necessitará de reparos e manutenções sem a parada completa da sua funcionalidade, a demanda de soldagem *in-service* sempre existirá.

Conforme destacam Batisse e Hertz-Clemens [20] a instalação de um determinado tipo de reparo por soldagem deve considerar inúmeros fatores, sendo que um dos mais importantes é a natureza do defeito a ser reparado. E aqui é importante citar que sua origem pode incluir: a corrosão interna ou externa causada pela ação do tempo ou do próprio fluido transportado; uma falha na proteção catódica ou no revestimento polimérico externo da tubulação; danos mecânicos causados por impacto e furtos; e defeitos de construção ocorridos, por exemplo, em soldas orbitais ou de costura como faltas de fusão, porosidade e trincas.

A Petrobras [21] classifica os reparos de forma avaliativa em 3 categorias, em função da necessidade de intervenção, sendo eles: *reparos de contingência* realizados para minimizar impactos ambientais e às pessoas, servindo para a contenção de vazamentos e viabilizando reparos temporários ou permanentes; *reparos temporários* para garantir a continuidade operacional até a execução de um permanente; *reparos permanentes* que restauram integralmente a resistência mecânica do duto como novo. Batisse e Hertz-Clemens [20] inserem também uma divisão entre reparos dos tipos externos e internos. Mostrando mais especificamente uma classificação em função dos métodos, o Pipeline Research Council International (PRCI) [22] em seu manual apresenta os reparos por soldagem divididos em: instalação de luvas (*sleeves*), também chamadas de duplas-calhas, que envolvem o tubo e recuperam totalmente sua funcionalidade; dispositivos de contenção soldados localmente sobre defeitos, vazamentos ou furos, como remendos e bujões; a deposição direta de solda para recuperação de espessura ou preenchimento de cavidades; e também a soldagem de derivações e estruturas (*fittings*) para trepanação, em inglês chamado de *hot-tapping*. A Figura 1 mostra exemplos desses principais reparos realizados *in-service* envolvendo procedimentos de soldagem.

Outro método de reparo de tubulações são os reforços aparafusados ou abraçadeiras, em inglês *bolt-on clamps*, os quais não precisam necessariamente de soldagem, pois possuem a sua fixação por meio de parafusos que pressionam duas calhas de forma a abraçar o tubo, enquanto um polímero elastômero na parte interna da calha garante a vedação sobre a parede externa do tubo, conforme a Figura 2a. Esses reparos em sua configuração original são do tipo temporários, sendo necessária a troca por um do tipo permanente, como a dupla-calha tipo B por exemplo. Porém, em projeto do LABSOLDA já há estudos para torná-lo um reparo do tipo definitivo, no qual as extremidades recebem um cordão de selamento fundindo o tubo com a calha, caracterizando uma soldagem em operação, conforme a Figura 2b.

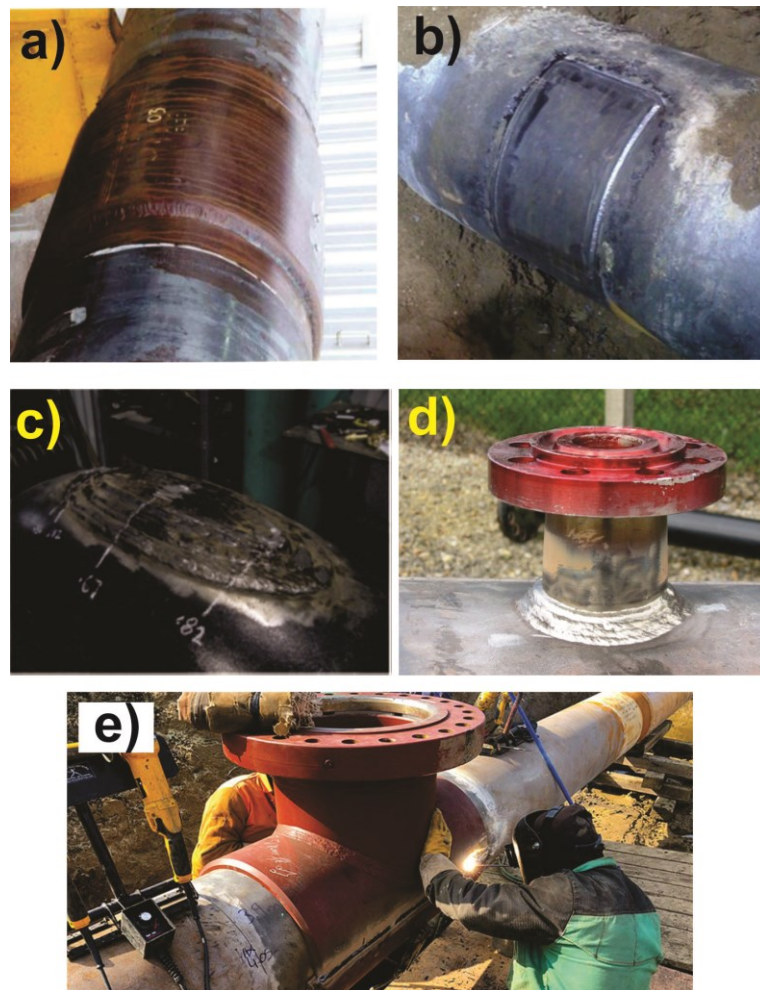


Figura 1. Aplicações de soldagem *in-service* para reparos e instalações. Em a) Dupla-calha tipo B soldada; b) Remendo local (*patch*) soldado; c) Depósito de solda direta sobre a superfície (*weld overlay*); d) Soldagem de derivação; e) Soldagem de *fitting* para trepanação. Fonte: Pesquisa na internet pelo tema *in-service welding*.

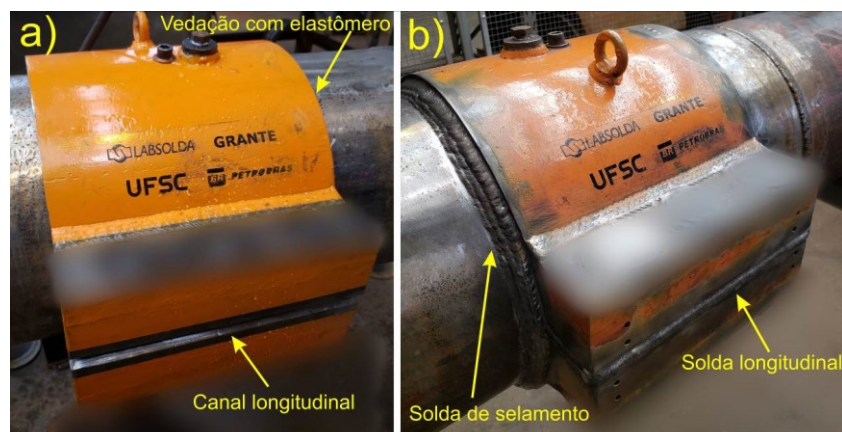


Figura 2. Reparo por abraçadeira aparafusada. Em a) Abraçadeira em sua configuração original sem solda, como um reparo temporário; b) Abraçadeira soldada na tentativa de torná-la um reparo permanente. Fonte: O próprio autor.

Embora a importância da soldagem em operação e a elevada demanda existente mundo a fora sejam indiscutíveis, as práticas de execução desses procedimentos ainda utilizam na maioria massiva dos casos processos manuais, destacando-se o amplo emprego do processo Eletrodo Revestido (SMAW). Pode-se entender tal prática como conservadora ou pelo fato de que a demanda de reparo é uma prática relativamente antiga, dando subsídios para que as pesquisas e desenvolvimentos se desse com base no processo também mais antigo, que é o SMAW. Porém, isso também se torna um limitante do avanço tecnológico nas aplicações de variantes mais avançadas e da soldagem de forma automatizada. Conforme será abordado no próximo tópico, a soldagem em operação possui grande susceptibilidade às trincas induzidas pelo hidrogênio e, por conta disso, há no mercado eletrodos especiais de revestimento básico com a designação H4 (4 ml de H para cada 100 g) de baixo hidrogênio, os quais são utilizados em grande parte das vezes [23]. Exemplos de aplicações reais em campo podem comprovar a grande adesão do Eletrodo Revestido ainda nos dias de hoje. Guest et al. [6] no ano de 2016 criaram qualificação de procedimento de soldagem para a instalação de *fittings* de trepanação utilizando eletrodo revestido E 7018-1 H4 em tubulação de aço carbono de 20” de diâmetro no Canadá. Tronskar et al. [5] no ano de 2015 necessitaram reparar uma tubulação de 48” utilizando o método da dupla-calha tipo B devido à uma trinca identificada na solda de união da tubulação original. Para as soldas orbitais que fazem o selamento da calha com o tubo, os autores utilizaram o Eletrodo Revestido com o consumível E 8018-C3-H4R. Como o processo Eletrodo Revestido em sua configuração tradicional apresenta relativamente uma baixa taxa de deposição, os autores precisaram cerca de 21 passes para finalização da junta, conforme a Figura 3.

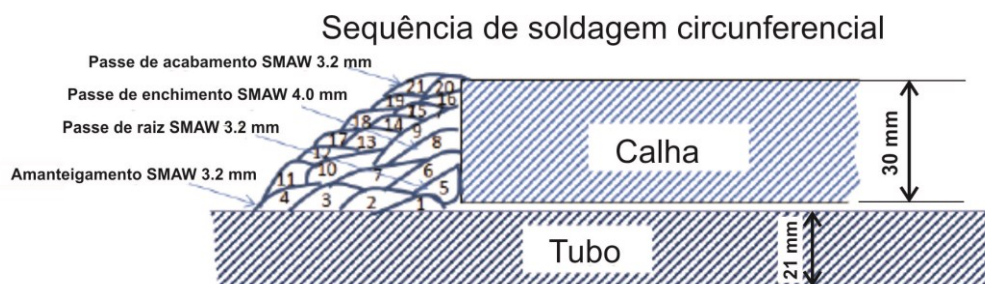


Figura 3. Sequência de soldagem com SMAW em reparo por dupla-calha tipo B de espessura de 30 mm. Adaptada de Tronskar et al. [5].

A ideia da ampla utilização do eletrodo revestido também se propaga para trabalhos que mostram qualificações de procedimentos em âmbito acadêmico, além de normas e manuais de regulamentação que trazem guias específicos para a soldagem em operação. Bruce [3] e Boring e Bruce [24] apresentam procedimentos de qualificação de soldagem em operação

específicos para o Eletrodo Revestido, nos quais o risco de perfuração da tubulação é descartado para espessuras acima de 6.4 mm. Em condições normais de soldagem com eletrodos de diâmetro usual (2.4 mm, 3.2 mm e 4.0 mm) isso pode ser uma verdade, mas demonstra o quão focado em um determinado processo os desenvolvimentos em soldagem em operação ficaram estagnados. O próprio manual de soldagem *in-service* do PRCI [22] mostra detalhadamente um guia com a possibilidade de predição da perfuração de uma tubulação em função do aporte térmico da soldagem com Eletrodo Revestido, além da predição da dureza em função da microestrutura da tubulação. A predição é feita com base em análises em elementos finitos (MEF), porém todos os dados são voltados à aplicação do processo SMAW.

Em um dos poucos trabalhos que apresentam a tentativa de soldagem em operação com um processo diferente do SMAW, Soares et al. [25] apresentaram o processo TIG (GTAW) manual para realização apenas do passe de raiz em junta de filete, utilizando tubulação de aço carbono X60 com circulação de água. O foco dos autores restringiu-se mais em uma análise microestrutural simplificada, sem se aprofundar na apresentação das fases formadas nos diferentes pontos da solda e sem um modelamento matemático do problema. Bang et al. [26] também qualificaram procedimento de soldagem com a aplicação do TIG no passe de raiz em junta de filete de dupla-calha tipo B para gasoduto na Coreia do Sul, sendo que o preenchimento da junta consistiu de mais 7 passes, todos depositados com o Eletrodo Revestido e metal de adição E 9016-G de revestimento básico. Em ambos os casos não há uma justificativa dos autores do porquê foi utilizado o TIG apenas para o passe de raiz, pois em termos de aporte térmico, os dados dos autores mostram que o do TIG foi mais baixo inclusive que o SMAW, fato que proporciona maiores taxa de resfriamento da solda e conseqüentemente uma maior chance de se ter uma microestrutura de alta dureza. Uma hipótese que se levanta para a tentativa de se usar o TIG manual, apenas no primeiro passe, é pela maior controlabilidade da poça fundida, desvinculando o metal de adição em relação ao arco, sendo mais fácil para um soldador habilidoso garantir que haja fusão total da calha com o tubo no primeiro passe, ainda mais que o assentamento da calha sobre a parede externa do tubo não é perfeito, havendo um gap, conforme será mostrado nos tópicos adiante.

No cenário brasileiro, Oliveira [4] em 2016 realizou o reparo em operação de uma tubulação da Petrobras que sofreu severa redução de espessura por uma corrosão alveolar, a qual ocorreu devido a uma falha em seu revestimento polimérico externo, conforme a

Figura 169a. Em um estudo de caso, o autor seguiu etapas e procedimentos descritos nas normas API 1104 anexo B [10] e Petrobras N-2163 [9] para a realização da soldagem de múltiplas duplas-calhas tipo B, recuperando permanentemente a seção danificada. O autor mostrou a utilização do processo TIG apenas para os passes de raiz das soldas longitudinais e circunferenciais intermediárias (entre calha 1 e calha 2), onde não há a fusão direta da parede do tubo devido à presença de um mata-junta e, portanto, o efeito da convecção devido ao fluido não é significativo, conforme as indicações da Figura 4b. Por outro lado, a soldagem de selamento circunferencial nas extremidades das calhas foi realizada inteiramente com o Eletrodo Revestido e metal de adição básico E 7018.



Figura 4. Reparo em operação de oleoduto da Petrobras que sofreu corrosão. Em a) Tubo com corrosão alveolar; b) Duplas-calhas tipo B emendadas para reparo permanente do duto. Adaptado de Oliveira [4].

Conforme aqui apresentado, o processo SMAW ainda é utilizado na ampla maioria das aplicações *in-service* ao redor do mundo. Esse processo também possui, em teoria, maior praticidade que o MIG/MAG (GMAW) em aplicações de campo por não precisar de muitos periféricos como o cilindro de gás de proteção. As fontes de soldagem para SMAW são também equipamentos mais compactos (leves) por eliminar a necessidade de alimentador de arame e a eletrônica embarcada ser composta por um transformador e um retificador com capacidade para baixa corrente. Porém, com o aumento na demanda de reparos em operação e a evolução tecnológica natural, o processo por Eletrodo Revestido fica defasado no sentido de apresentar menor produtividade e ser considerado de difícil automação. Diversas falhas em soldagem em operação já ocorreram historicamente em soldas por Eletrodo Revestido, como o exemplo da Figura 5, no qual está mostrado a falha de um anel de reforço ocorrida pela propagação de uma trinca a partir da zona afetada pelo calor (ZAC). De acordo com Farzadi [27], a falha catastrófica ocorreu no reparo de uma tubulação de gás natural com diâmetro de 40” localizada no Iran, a qual trabalhava com pressão de 300 psi (20.7 bar).

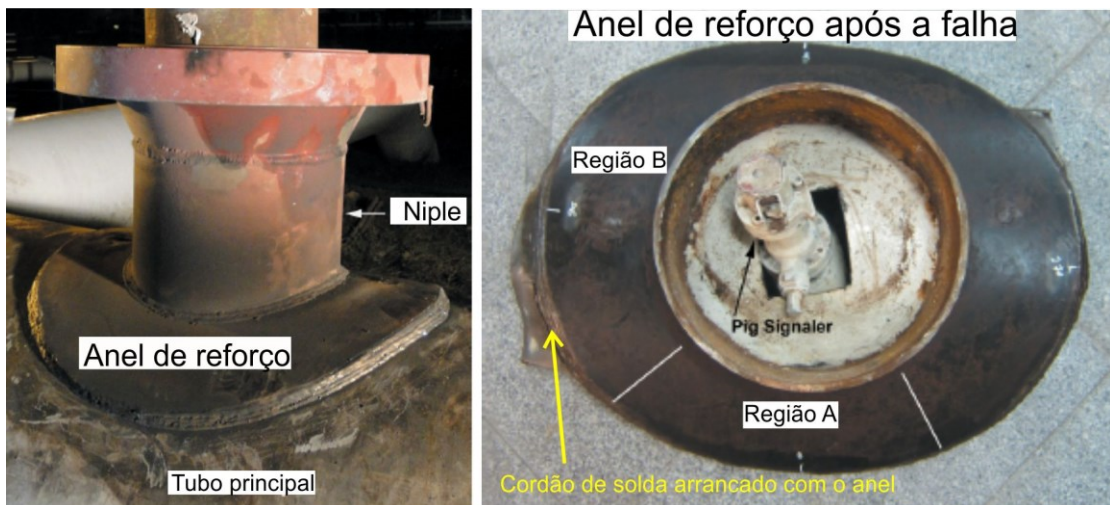


Figura 5. Falha em solda em operação realizada por SMAW. Em) Anel de vedação soldado, antes da falha; b) Anel rompido do tubo após a falha. Adaptado de Fazardi [27].

O processo GMAW pode melhorar a qualidade da soldagem em operação de diversas maneiras, também proporciona um aumento da produtividade, maior facilidade de soldagem semi-automática (exigência de menor habilidade do soldador) e mais fácil automação. A automação por manipuladores robóticos, inclusive pode trazer o aumento da segurança durante a soldagem pela possibilidade do controle à distância do processo. Além disso, o GMAW é um processo com muitas variantes, que para a qualidade da junta soldada podem trazer benefícios como: o emprego da corrente pulsada para o controle da transferência metálica; ou variantes com a utilização de corrente alternada que, além do controle da transferência, pode flexibilizar o aporte térmico na peça, conforme será abordado nesse trabalho.

2.2 TÉCNICAS DE SOLDAGEM GMAW PARA APLICAÇÃO NO REPARO EM OPERAÇÃO

Nos dias de hoje, o uso de controle digital das fontes de soldagem permitiu o surgimento de variantes para a maioria dos processos de soldagem a arco, sendo o GMAW talvez o processo com mais opções no mercado. Trabalhos científicos já foram escritos exclusivamente para tentar classificar o leque de ofertas existentes, dividindo-os em função do tipo de transferência metálica, do nível de corrente, e da aplicação final [28,29]. Embora a tecnologia da soldagem em operação assuma uma abordagem mais conservadora, até pela grande quantidade de normas e aprovações que um processo precisa atender antes da sua

aplicação em uma condição real, a prospecção de se utilizar variantes mais modernas é imprescindível.

Neste contexto, a soldagem com corrente pulsada, apesar de já muito utilizada em diversas aplicações industriais, apresenta características que podem alavancar muito a aceitabilidade do GMAW para a soldagem em operação. Historicamente, esse processo possui em sua configuração tradicional (comando de tensão) algum preconceito herdado ainda da época do seu surgimento, sendo considerado como um processo “frio”, que na prática significa a produção de um cordão convexo, com pouca molhabilidade e grande chance de defeitos como a falta de fusão. Para aplicações *in-service*, nas quais há uma maior troca térmica pelo fluido no interior do tubo e o resfriamento mais rápido da solda, tal rotulagem dificulta ainda mais a adoção do GMAW. Portanto, a utilização de variantes com a modulação do formato de onda, como a corrente pulsada podem desmistificar premissas estipuladas para o processo, e trazer benefícios de maior produtividade, controle do aporte térmico na peça e a redução de defeitos pela utilização de um processo com baixo hidrogênio difusível.

2.2.1 Corrente pulsada em soldagem MIG/MAG

A corrente pulsada no processo MIG/MAG, também chamado de GMAW-P ao longo deste trabalho, é normalmente utilizada quando a combinação da velocidade de arame (V_a) e a intensidade de corrente no processo convencional encontra-se em uma zona que a força eletromagnética não é suficiente para o destacamento do material líquido, isso sem um contato com a poça (curto-circuitamento). Nesses casos, o controle da corrente é feito para antecipar um pico de energia por um tempo suficientemente grande de modo que haja a expulsão de uma gota da ponta do arame sem o contato físico do mesmo com a poça fundida. Isso proporciona uma transferência periódica de gotas aproximadamente esféricas com baixo índice de respingos. A periodicidade proporciona uma transferência bem controlada, com uma gota por ciclo, conforme o esquema da Figura 6. Em uma onda do tipo retangular, as duas fases em que a corrente pulsada se divide são chamadas de fase de pulso e fase de base. Alguns autores como Reisgen et al. [30] mostram que o desprendimento da gota deve ocorrer durante a fase de base, proporcionando uma condição de maior estabilidade atribuída à menor energia cinética com que a gota atinge a poça líquida. No segundo estágio, a corrente é reduzida até um valor que não pode ser muito baixo, pois deve manter o arco aberto e também regular a corrente média do processo.

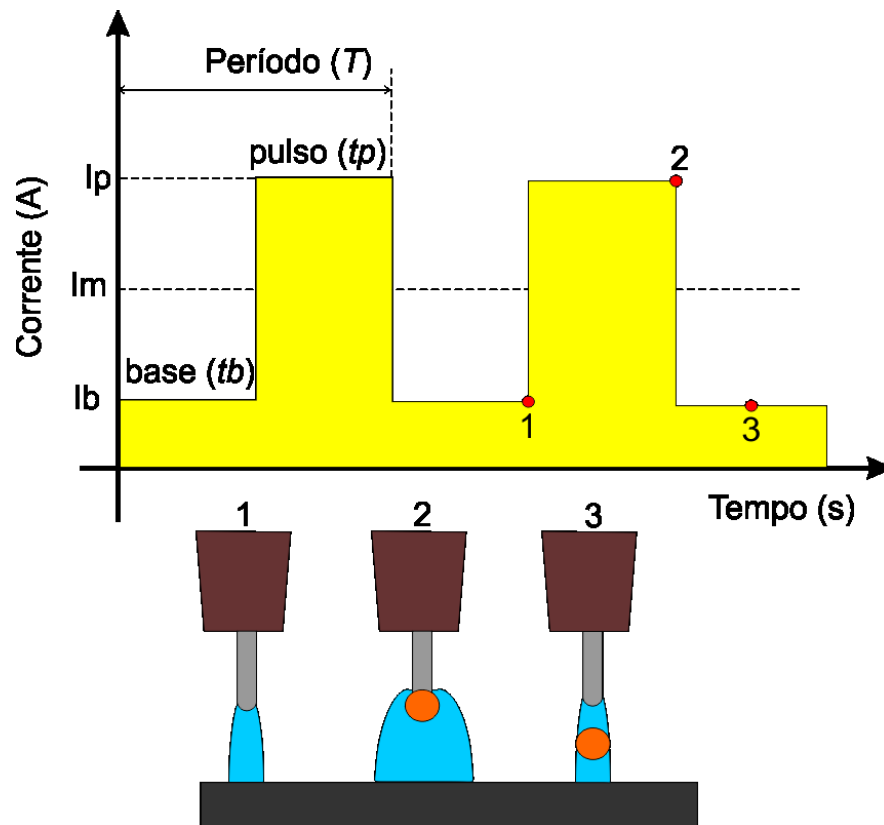


Figura 6. Esquemático da corrente pulsada e da transferência metálica da gota com suas principais etapas. Fonte: O próprio autor.

O uso da corrente pulsada ainda é tido industrialmente como complexo devido ao maior número de parâmetros a serem regulados, quando comparado ao processo convencional. Um dos primeiros trabalhos a abordar uma parametrização e um estudo científico do GMAW-P foi o de Amim [31] para a soldagem de chapas finas, nas quais Va 's muito baixas geravam cordões convexos e Va 's muito altas proporcionavam a perfuração da peça devido à corrente elevada, embora fosse obtido um arco estável na zona chamada de transferência por *spray*. O uso da corrente pulsada veio para justamente suprir uma lacuna entre a baixa energia da transferência por curto-circuito e a alta energia do *spray*, fazendo com que seja possível atingir-se a transferência por voo livre - sem o contato com a poça - em zonas onde o ponto ótimo de operação do processo, em tensão constante, é naturalmente por curto-circuito, ou o aumento da tensão para eliminar curtos-circuitos provoca uma transferência do tipo globular muito instável.

Para que um processo com corrente pulsada atinja a estabilidade da transferência metálica de forma periódica, a literatura cita que algumas condições são essenciais. Amim [31] apresenta três, chamadas de: 1- *burn-off criterion*, no qual o balanço entre a Va e a taxa de fusão deve ser atendido para que o arco tenha um comprimento médio constante ao longo do tempo;

2- *metal transfer criterion*, no qual uma transferência em voo livre deve ser atingida mesmo em Va 's muito baixas; 3- *arc stability criterion*, o qual diz que a corrente de base deve ser acima de um valor mínimo que mantenha o arco aceso. Dutra et al. [32] também apresenta critérios similares, chamando a atenção para duas condições: a primeira é o equilíbrio entre a quantidade de arame que avança e a taxa com que o mesmo é fundido e transferido para a peça. A segunda concerne ao fato de que essa transferência deve ser de uma e somente uma gota a cada ciclo. Para o autor, os dois critérios são completamente dependentes um do outro, pois se uma gota não for transferida num determinado ciclo o arco irá diminuir e o equilíbrio será comprometido.

Atender ao critério do balanço entre a taxa de fusão e a quantidade de arame alimentada passa por encontrar o ponto de estabilidade do processo de forma empírica. Em outras palavras, para cada Va definida experimentalmente existirá uma corrente média (Im) correspondente necessária para o balanço ser mantido. Nos primórdios dos estudos científicos de soldagem, Lesnevich [33] propôs a utilização de uma função dada pela Equação 1, que relaciona a taxa de fusão do arame e a corrente média em uma faixa usual de utilização. Um levantamento típico das curvas de operação do processo está apresentado na Figura 7. Os valores, dependentes dos coeficientes da equação, podem mudar dependendo do material do arame, diâmetro do mesmo, da distância bico de contato peça (DBCP) e da polaridade, por exemplo.

$$Va = \alpha Im + \beta l I_{ef}^2 \quad (1)$$

Onde, Va é a velocidade de arame; α e β são constantes empíricas; Im é a corrente média; l é o *stick out* do arame; e I_{ef} é a corrente eficaz.

Nota-se que há uma dependência da taxa de fusão com dois modos de quantificação de corrente, a média e a eficaz. A I_{ef} em uma onda pulsada é dependente da frequência e da amplitude entre o patamar superior e o inferior. Em casos rotineiros de soldagem, quando o *stick out* possui um valor até 20 mm, para tornar o processo menos complexo o efeito de I_{ef} é admitido como desprezível quando comparado ao aquecimento proporcionado pelo arco (pela Im), fazendo com que a segunda parte da equação seja eliminada. Nesse caso, de acordo com Joseph et al. [34] e Needham e Carter [35] a velocidade de arame será proporcional à corrente média no GMAW-P assim como na soldagem com o processo convencional.

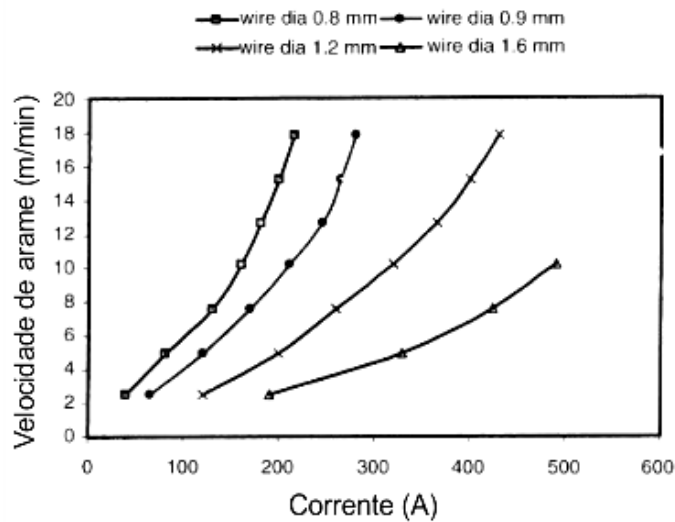


Figura 7. Taxa de fusão de arame em função da corrente média para diferentes diâmetros de arame. Adaptado de Palani e Murugan [36].

O cálculo de todos os parâmetros de uma onda pulsada começa por satisfazer a Equação 1, considerando que o valor de I_m deve ser aquele capaz de fundir uma determinada V_a , de acordo com as relações empíricas. Para levantar a taxa de fusão, trabalhos dos primórdios da soldagem com GMAW-P utilizavam a própria corrente pulsada, com pulso e base definidos a partir de uma metodologia de tentativa e erro, o qual era um procedimento muito dispendioso e estatisticamente ineficiente. Por exemplo, para estipular parâmetros de pulso da onda, Amim [31] apresentou relações funcionais entre corrente de pulso (I_p), corrente de base (I_b) e o tempo em cada patamar, com a tentativa de criar uma zona de estabilidade do processo para qualquer combinação possível. Porém, conforme enfatizam Palani e Murugan [36] e Ueguri et al. [37], o importante ao definir-se uma corrente de pulso é que a mesma seja um valor acima daquela que proporciona a transição (I_t) entre uma transferência globular e o escoamento goticular axial (*spray*). Essa última afirmação é mais atual e menos complexa que as relações de Amin [31], além de satisfazer a segunda condição citada anteriormente, a da transferência metálica, pois acima de I_t a força eletromagnética é alta para naturalmente destacar uma gota da ponta do arame, desde que a V_a não seja um valor relativamente alto.

A frequência de destacamento das gotas em uma condição acima de I_t também é um parâmetro utilizado para a definição do tempo de pulso (t_p), garantindo o destacamento da gota. De acordo com Collard [38], pulsos com alta corrente e curta duração (maior frequência) tendem a produzir um arco mais rígido que pulsos mais largos e de corrente mais baixa (baixa

frequência). A frequência de destacamento utilizando a soldagem com corrente acima de I_t já foi medida satisfatoriamente por meio de oscilogramas de monitoramento da tensão, conforme mostra a Figura 8a para arames de Inconel e Alumínio [31]. Os picos de tensão indicam o destacamento de gotas sucessivas. Porém, para alguns materiais essa observação não é tão nítida, como nos aços carbono, cujo oscilograma de tensão resultante da soldagem se encontra na Figura 8b. Conforme mostra o *frame* da filmagem em alta velocidade, no aço carbono o destacamento do material líquido muitas vezes não apresenta uma gota nítida, sendo algo mais próximo a um filamento contínuo (*streaming*), dificultando a distinção dos picos de tensão e o destacamento consecutivo de gotas. Nesses casos, a filmagem em alta velocidade pode ser uma ferramenta mais adequada para a definição de um tempo de pulso nos parâmetros da onda pulsada, conforme será mostrado na Seção 5.1 dos resultados desse trabalho.

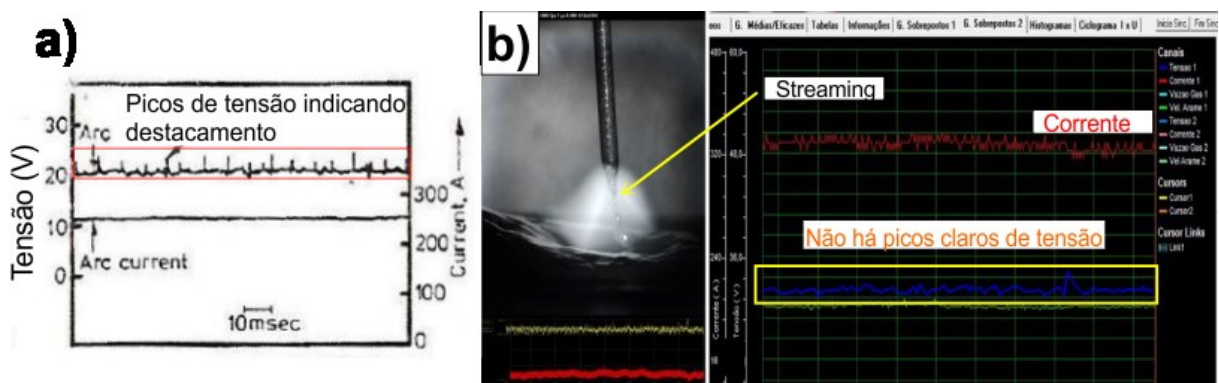


Figura 8. Verificação da frequência e do tempo entre destacamentos por meio de sinais elétricos. Em a) Sinal de tensão para liga de alumínio. Adaptado de Amim [31]; b) Sinais elétricos para aço carbono. Fonte: O próprio autor.

A influência dos parâmetros de base, corrente de base (I_b) e tempo de base (t_b), sobre o destacamento e para a transferência metálica em termos de força eletromagnética e capacidade de fusão dependem dos valores da I_b . Estudos do LABSOLDA [39] mostram que pode haver fusão de arame durante a base. Além disso, as formas de onda GMAW-P mais modernas incluem um patamar intermediário, próximo ao valor de base, cuja função, hipotetiza-se, é prover um valor mínimo de força de Lorentz, para consolidar o destacamento na base e torná-lo mais repetitivo e robusto, evitando que haja déficit de força para o destacamento, pela redução da corrente de seu patamar de pulso e, assim um risco de não destacar a gota no período. Em grande parte dos casos isso é verdadeiro quando a I_b é relativamente baixa, conforme mostram Ueguri et al. [37] na soldagem de aço carbono com I_b entre 30 A e 50 A. Porém, os parâmetros de base são fundamentalmente importantes por auxiliar na regulagem da I_m e no

período total da onda de corrente que garante o tamanho de gota destacada e a frequência de destacamento.

Para a soldagem em operação, a quantidade de calor aportada na peça, regulada pelos parâmetros da onda (I_p , I_b , t_p e t_b) citados nos parágrafos anteriores é uma variável fundamental. Para estimar o calor transferido para a peça Dilthey e Killing [40] realizaram medições com termopares inseridos na poça fundida, na soldagem com GMAW-P. Os autores estimaram o calor transferido pelo arco para a peça, e conseqüentemente a eficiência térmica do processo pelo tempo de resfriamento entre 800 °C e 500 °C. Nesse caso, é importante ressaltar que eficiência térmica do processo se entende como a capacidade de se transferir calor do arco elétrico e do sistema para a peça em um determinado processo. Dilthey e Killing [40] verificaram que o cálculo do aporte térmico utilizando a corrente média (para o GMAW-P DC) foi o que melhor descreveu o seu real valor de eficiência e a taxa de resfriamento entre 800 °C e 500 °C obtida experimentalmente. Porém, atualmente sabe-se que o cálculo da potência média utilizando o produto da corrente e da tensão instantâneas é mais realista, fato que confronta o método dos autores [41]. Na literatura, valores típicos de eficiência para o GMAW são apresentados entre 62% e 85% [34,41,42]. Bosworth [41] realizou diversas medições usando um calorímetro de água para estimar a eficiência térmica do processo GMAW-P DC, confrontando com cálculos da potência por meio da média do produto entre os valores instantâneos de corrente e tensão, além dos valores eficazes e a média global. O autor estimou eficiências entre 76% e 88% usando a média dos valores instantâneos, concordando com os dados de outros autores, enquanto que o cálculo a partir dos valores eficazes e da média global resultaram em eficiências de até 105%, o que é fisicamente impossível. O grande range de valores de eficiência está atrelado ao fato de que os parâmetros na soldagem com GMAW-P DC variam em função da condição utilizada. Como será apresentado na Seção 5 deste trabalho, a mudança da V_a acarreta em uma reformulação dos parâmetros da onda para que as condições de estabilidade, citadas no início deste tópico, sejam mantidas. Utilizando calorímetro de nitrogênio líquido, Joseph et al. [34] verificaram que quanto maior a velocidade de arame, e maior a potência do arco, maior a eficiência devido ao aumento da frequência de destacamento das gotas e conseqüentemente da transferência de calor para a peça. A maior eficiência medida pelos autores foi de 81.9%. Esse comportamento também foi verificado por Murray e

Scotti [43] onde o aumento da V_a acarretou em um aumento da penetração, sendo um indicativo de que mais calor foi transferido para a poça pelo aumento da corrente.

Ademais, um dos grandes benefícios que a corrente pulsada pode trazer para aplicações *in-service* é o aumento da molhabilidade do cordão, pois comparado ao GMAW convencional e até mesmo ao tradicionalmente utilizado Eletrodo Revestido, o arco encontra-se sempre aberto, fazendo com que a potência seja maior pela eliminação dos eventos de curto-circuito. Isso pode reduzir a chance de falta de fusão e de defeitos, por exemplo.

2.2.2 A contribuição da polaridade e dos efeitos das diferentes zonas do arco sobre a taxa de fusão do arame

Antes de introduzir-se a outra variante GMAW proposta para utilização *in-service*, a corrente pulsada com alternância de polaridade (polaridade variável, corrente alternada, GMAW-P AC), é importante apresentar-se alguns conceitos ainda não esclarecidos no campo da soldagem. Por tratar-se de fenômenos físicos complexos, com hipóteses de difícil sólida comprovação, os efeitos que a mudança na polaridade tem sobre a taxa de fusão do arame são um ponto de grande divergência acadêmica. Independentemente disso, a utilização da polaridade direta (eletrodo em negativo) no processo GMAW tem suas vantagens, pois proporciona características completamente distintas em termos de transferência metálica, taxa de fusão e acabamento do cordão depositado.

Primeiramente, é importante o conceito de que o arco elétrico consiste basicamente de um plasma com fluxo de carga formado entre um cátodo e um ânodo. Esse fluxo de carga, tanto positiva quanto negativa, é provocado por uma diferença de potencial elétrico. A transferência de elétrons começa pelo fato que a descarga elétrica provoca a ionização do meio dielétrico e proporciona, conseqüentemente, o fluxo de elétrons (-) e íons (+) entre os polos. A literatura apresenta a existência de três principais zonas que compõem o arco elétrico: 1- mancha catódica, 2- mancha anódica e 3- a coluna de plasma, conforme a Figura 9 [44-46]. Cabe ressaltar que a Figura 9 é uma representação ilustrativa dos fluxos e principais elementos presentes de um arco elétrico aberto entre dois eletrodos não consumíveis. Dentro de cada região existem diversos fenômenos que proporcionam a geração de calor e contribuem tanto para a fusão da peça, quanto do arame, no caso específico da soldagem com o processo GMAW (eletrodo consumível).

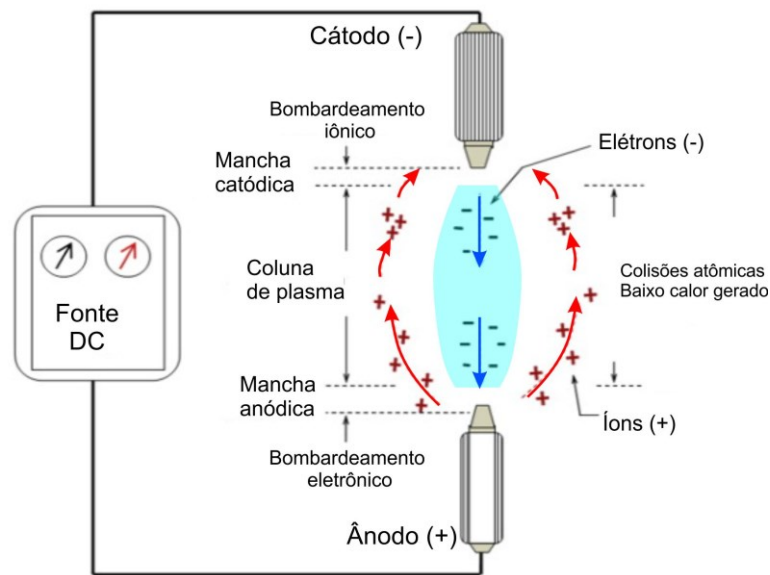


Figura 9. Esquemático das principais zonas que compõem um arco elétrico, com o fluxo de elétrons e íons. Adaptado de Little [46].

O calor na mancha anódica é gerado por dois motivos: 1- devido aos elétrons serem dissociados do cátodo e viajarem através da coluna até atingirem o ânodo com alta energia cinética da qual grande parte se transforma em calor. Esses elétrons, embora possuam uma massa pequena, cerca de 9.1×10^{-28} g, são acelerados até uma enorme velocidade fazendo com que a energia acumulada seja significativa. A segunda fonte de calor presente na região anódica é devido à carga eletrostática que os elétrons carregam ser liberada quando os mesmos entram em contato com o ânodo (quando absorvidos pela matriz do material), também chamada de energia de condensação [45].

Pelo lado do cátodo, fenômenos similares ocorrem, vapor metálico e gás ionizado formam uma nuvem positiva, também chamada de mancha catódica, que paira sobre a superfície do cátodo - no caso da soldagem com polaridade negativa fala-se do eletrodo/aramé - na qual ocorre uma troca de cargas positivas e negativas que suportam o fluxo de corrente. O cátodo provê a maior quantidade dos elétrons ao arco, porém acredita-se que o mesmo é rodeado por íons positivos providos pelo próprio vapor metálico do arame e, obviamente, pelo gás ionizado. Tais íons são atraídos pela carga negativa na superfície do cátodo formando uma barreira entre o núcleo do plasma e a parede do cátodo (a nuvem positiva mencionada anteriormente) [47]. A literatura mostra que a mancha catódica possui uma espessura

relativamente pequena de aproximadamente 10^{-8} m (da ordem do comprimento de Debye¹), provocando um grande gradiente de tensão ($\approx 10^6$ V/cm) [47]. Wahab [44] acredita que na mancha catódica há uma aceleração dos íons atraídos até os elétrons logo na superfície do cátodo, fazendo com que energia seja liberada quando eles são neutralizados e que tal energia é proporcional à função trabalho do material². Essa hipótese de que calor é gerado pelo choque dos íons com o cátodo é também chamada de bombardeamento de íons positivos. Wendelstorf [48] e Shirvan [47] também citam que a parte carregada positivamente da nuvem catódica atrai os elétrons na superfície do cátodo e promove a aceleração dos mesmos e sua emissão para longe do cátodo, provocando também colisão com íons no meio do caminho que auxiliam a manutenção do fluxo de corrente por uma emissão secundária dentro da coluna de plasma. Ambos os autores também suportam a hipótese do bombardeamento iônico e o fato de que há uma aceleração de íons que se chocam com o cátodo, transferindo energia cinética e aquecendo sua superfície.

Na coluna de plasma, a hipótese mais aceita para a geração de calor é a de que o aquecimento advém da colisão atômica de elétrons com íons positivos que mantêm o fluxo. Isso também provoca a dissociação de moléculas de gás em átomos e partículas carregadas (elétrons e íons) [46-48].

Neste contexto, a emissão de elétrons a partir de um cátodo pode ocorrer por dois efeitos principais, termiônico ou de campo. O primeiro efeito ocorre pela elevação da temperatura do material até o ponto em que os elétrons se dissociam da órbita do átomo de forma espontânea. Para que um cátodo seja um bom emissor termiônico esse deve suportar elevadas temperaturas sem fundir, caso do tungstênio na soldagem GTAW que funde acima de 3410 °C. Este não é o caso dos eletrodos na soldagem GMAW, como os aços carbono por exemplo, que possuem uma temperatura de fusão relativamente baixa e fundem antes de atingir o patamar de emissão puramente termiônica. Desse modo, de acordo com Lesnevich [33] e Harwig [49] mais calor é gerado na mancha catódica pois o efeito principal de emissão de

¹ O comprimento de Debye é uma distância característica a qual íons e elétrons (partículas de potencial diferente) estão separadas em um Plasma e é igual a razão da velocidade térmica do elétron dividida pela frequência do plasma. O seguinte link: <https://www.sciencedirect.com/topics/earth-and-planetary-sciences/debye-length> traz uma compilação de diversos autores e uma abordagem completa sobre o comprimento de Debye.

² A função trabalho é definida na literatura como a energia mínima que deve ser fornecida para um elétron da camada de valência ser removido da órbita do núcleo atômico na superfície do cátodo [47]. Sua unidade é o eV e este valor muda em função do material, por exemplo ferro possui função trabalho de 4.79 eV, enquanto o alumínio 3.95 eV. Portanto, o princípio da proporcionalidade indicado por Wahab [44] no texto indica que quanto maior a função trabalho, maior a potência (energia) liberada na associação e dissociação dos elétrons com os íons.

elétrons se dá pelo efeito de campo, aumentando a queda de tensão nesse local e consequentemente a dissipação de energia. A emissão de campo ocorre pela presença de um forte campo eletromagnético, proporcionando força suficiente para remover os elétrons da órbita do núcleo atômico. Uma hipótese da existência de uma emissão mista (campo + termiônica) na soldagem GMAW pode ser levantada, pois o aço se encontra acima da temperatura de fusão e encontra-se incandescente. Porém, a parcela termiônica é relativamente pequena devido à menor temperatura do cátodo quando comparada aos eletrodos refratários.

Os pontos catódicos são fontes de elétrons do arco e uma ponte pela qual há a passagem de corrente elétrica. Na soldagem GMAW de alumínio em polaridade reversa (eletrodo positivo) esses pontos podem ser facilmente distinguidos sobre a peça, promovendo a chamada limpeza catódica (remoção da camada de óxidos da superfície da peça) [39,50]. Quando o arame se torna o cátodo na polaridade direta, o mesmo fenômeno pode ser observado. Porém, pela área da seção transversal do arame que ancora o arco ser menor que a área da seção transversal da poça, quando esta era o cátodo, o arco escala o metal de adição na busca por uma área que proporcione a quantidade necessária de pontos de emissão para uma mesma corrente. Tal escalada propõe maior área de contato entre arco e arame, fazendo com que mais calor seja transferido para o mesmo, contribuindo para o aumento da taxa de fusão. Com isso pode-se afirmar que o invólucro da mancha catódica sobre a superfície do arame é maior na polaridade negativa quando comparada ao invólucro da mancha anódica na polaridade positiva, na qual o arco ancora apenas na ponta do arame. Isso pode contribuir para que o efeito de bombardeamento iônico, proveniente da maior vaporização metálica do arame, também contribua mais para um incremento da taxa de fusão, conforme o fenômeno descrito por Wendelstorf [48] e Shirvan [47].

A partir desses pontos discutidos e apresentados na literatura pode-se verificar que há diversas fontes de calor que contribuem para a fusão do arame e da peça. Na soldagem GMAW, maior taxa de fusão do arame é verificada na polaridade direta (eletrodo negativo) e três fatores podem ser levantados para tal característica:

- 1- O primeiro concerne ao maior abarcamento do arco no arame pela busca de pontos catódicos para emitir elétrons, o que proporciona um aumento do calor transferido e da eficiência de fusão do metal de adição;

- 2- O segundo pelo aumento da potência dissipada na mancha catódica em consequência do aumento de tensão devido a maior parte da emissão de elétrons ocorrer por efeito de campo;
- 3- O terceiro efeito consiste no bombardeamento de íons que são acelerados proporcionalmente à queda de tensão na mancha catódica. Como o efeito de campo resulta em uma maior queda de tensão nesta região e a aceleração das partículas atraídas pelo cátodo é proporcional a essa diferença, a energia entregue pelo choque de íons também pode ser aumentada na polaridade direta.

Na filmagem em alta velocidade referente aos quadros da Figura 10, é possível visualizar a diferença na forma como o arco abrange o arame e na densidade luminosa do mesmo entre as polaridades. Na Figura 10a em polaridade positiva, o arco está ancorado na ponta do material fundido, próximo à gota em formação, enquanto que na Figura 10b em polaridade negativa o comprimento líquido aumentou e o arco subiu, encobrindo uma porção maior do arame. Por não haver concentração do arco na ponta é que surge a hipótese que o efeito *pinch* (estriccionamento da gota) é muito menor na polaridade negativa e por isso a transferência metálica é mais instável. Na imagem é possível se verificar na superfície fundida um efeito de agitação e deformação do líquido muito mais pronunciado na polaridade negativa. Também é possível visualizar uma maior luminosidade – potencialmente indicando maior densidade de corrente do arco na periferia do arame – e resultado do vapor metálico devido à maior taxa de fusão do mesmo. Ressalta-se que mesmo a polaridade positiva em uma condição na qual há a formação de um comprimento líquido relativamente grande na ponta do arame, como na Figura 10c, não se verifica o mesmo comportamento de deformação do líquido visualizado na polaridade negativa.

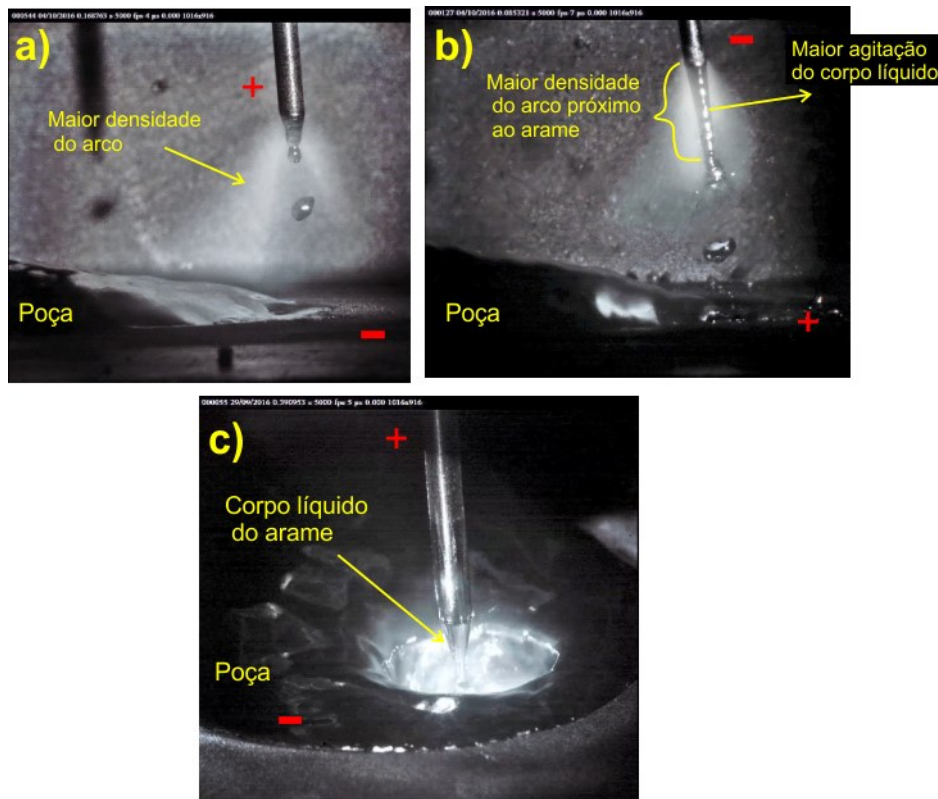


Figura 10. Efeito da polaridade sobre o comportamento do arco no arame. Em a) Polaridade positiva (CC+) $I_m = 260$ A gás de proteção Argônio + 2% O_2 e velocidade do arame de 8,5 m/min; b) Polaridade negativa (CC-) $I_m = 260$ A gás de proteção Argônio + 2% O_2 e velocidade do arame de 13,5 m/min; c) Polaridade positiva (CC+) e corrente alta para formar *streaming*, $I_m = 350$ A gás de proteção Argônio + 8% CO_2 e velocidade do arame de 13,5 m/min. Fonte: O próprio autor [<https://youtu.be/b2Ljf2xkLJQ>].

A Figura 11 mostra *frames* da filmagem da condição em polaridade negativa (Figura 10b) com uma lente de maior abertura, focando exclusivamente na região onde possui maior luminosidade junto ao cátodo. Além da maior perturbação da porção líquida da imagem anterior, observa-se a formação de micro-furos (*micro-holes*) nessa região, uma espécie de *tunneling*, conforme detalha os frames sequenciais da imagem. Na imagem esses pontos produzem uma espécie de “golpe” que deforma localmente o líquido. Tais pontos podem ser regiões que na literatura são citadas como pontos catódicos e que na soldagem em alumínio são visíveis sobre a peça, conforme mostram Phan et al. [51]. Esses pontos catódicos possuem alta densidade de energia e de densidade eletromagnética, pois a corrente passa por uma região pequena, fazendo com que a dissipação de potência local seja alta. Como esses pontos surgem e desaparecem em tempos muito curtos, são difíceis de visualizar inclusive com os 5000 quadros/s utilizados na captura da imagem, é possível que ocorram aberturas repetitivas

de milhares de vezes por segundo, causando uma alta intensidade de liberação de energia no cátodo. Zahr et al. [52] encontraram efeito similar na periferia da poça de fusão em soldagem de alumínio com o processo GTAW-AC. Os autores caracterizaram que os micro-arcos formados nos pontos catódicos fazem com que haja um efeito de *tunneling* removendo a camada de óxidos quando os elétrons são emitidos pelo cátodo, deixando micro-furos na superfície fundida da peça.

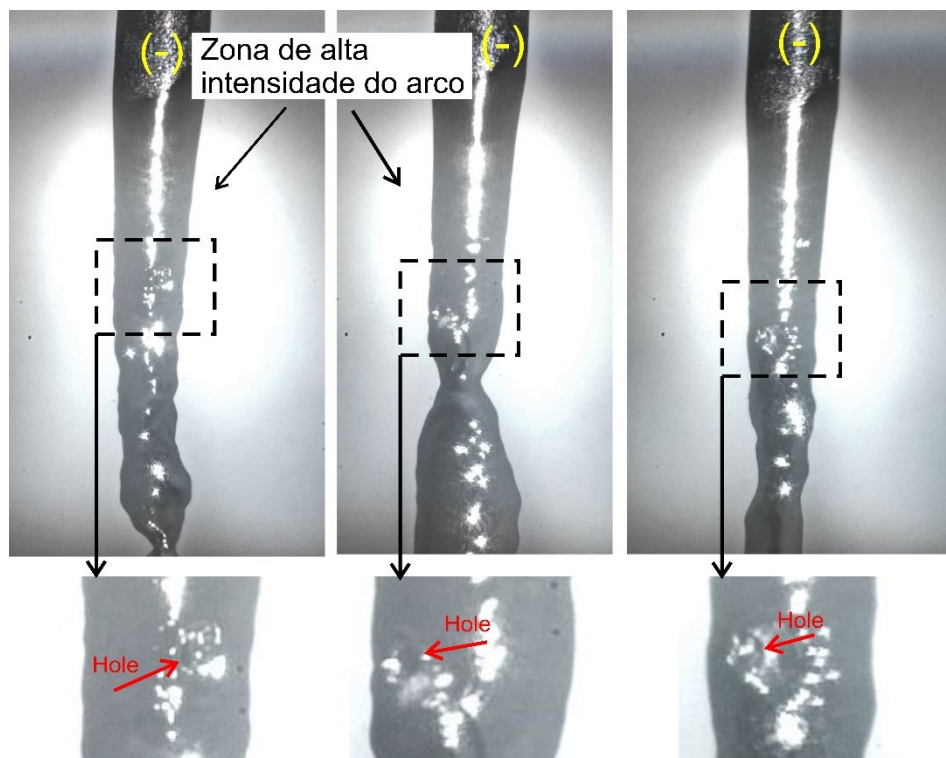


Figura 11. *Micro-holes* formados na superfície líquida do arame (cátodo) em polaridade negativa, região de abarcamento do arco. Fonte: O próprio autor [<https://youtu.be/rjmB2yE3Yxs>].

Na prática, o fato da utilização do arame em polo negativo sofrer um incremento da taxa de fusão acarreta em dois benefícios a serem explorados para a soldagem em operação. Um deles é a clara maior taxa de deposição que pode aumentar a produtividade do processo e a segunda trata-se da redução da potência, ou da corrente média, necessária para fundir um dado volume de material. Essa possibilidade em se reduzir a potência com a inserção de uma fase em polaridade negativa será abordada no próximo tópico.

2.2.3 Introdução da polaridade negativa no GMAW-P

Na prática, o uso da polaridade 100% negativa (CC-) no processo GMAW não é comum. Um dos fatores que contribuem para sua pouca aceitação é a conhecida instabilidade

da transferência metálica, convexidade do cordão e grande comprimento de arco [53]. Para contornar esse problema, a literatura indica a soldagem com misturas gasosas de Argônio com cerca de 6,5% de O₂ de modo a facilitar o destacamento da gota, porém apenas obtendo soldas aceitáveis com corrente elevada acima de 240 A, em uma região mais próxima à transição para o *spray* vista na polaridade positiva [54]. No entanto, uma das alternativas mais recentes é a utilização da corrente pulsada com a polaridade de forma alternada, chamada neste trabalho de GMAW-P AC. O uso do GMAW-P AC visa aliar a estabilidade da transferência metálica da polaridade positiva, com a maior taxa de fusão da polaridade negativa. Porém, a quantidade de parâmetros que compõem o processo torna sua parametrização bem mais complexa que o próprio GMAW-P DC. Essa variante, embora ainda considerada “exótica” por Li et al. [54], já foi utilizada satisfatoriamente em aplicações reais como mostram Dutra et al. [32] na soldagem de um veleiro de alumínio.

Os formatos de onda utilizados nessa variante são baseados no retangular, com algumas variações na sequência dos patamares de corrente em cada polaridade. Por exemplo, o formato da Figura 12a foi criado por Gohr [55] e utilizado por Santos [56] na soldagem de alumínio. O autor mostra que esse formato pode apresentar menor estabilidade do destacamento da gota pelo momento em que é dado o pulso de corrente, fazendo com que o destacamento ocorra na fase negativa na qual não há o efeito *pinch* e as forças eletromagnéticas são menos favoráveis. O formato de onda da Figura 12b foi mostrado por Ueyama et al. [57] com a mudança da posição da base positiva, que agora se encontra após o pulso. Nesse caso, o destacamento possui um comportamento mais próximo ao pulsado convencional, pois a gota é destacada na fase de base positiva e a estabilidade tende a ser maior. Esse formato também foi utilizado por Dutra et al. [58] em soldagem de revestimento de paredes d’água com liga de níquel, obtendo-se bons resultados de estabilidade. A fabricante de fontes e equipamentos de soldagem OTC apresenta ainda em seus equipamentos o formato de onda da Figura 12c, no qual o período negativo foi subdividido em dois patamares. Conforme mostram Jakulski [59] e Kah et al. [60], um pulso foi inserido na fase negativa para porcentagens de tempo em maiores que 30% nessa polaridade. Segundo os autores, a justificativa é para que haja uma maior facilidade na reabertura do arco em porcentagens negativas muito grandes. Porém, Kim e Chung [61] soldaram chapas de aço carbono e estudaram este formato de onda com um pulso em negativo e nenhum ponto de melhoria foi citado pelos autores, apontando inclusive que a

inserção deste pulso prejudicou a determinação exata da taxa de fusão em polaridade negativa devido à rápida escalada da linha de fusão no arame, vista no tópico anterior.

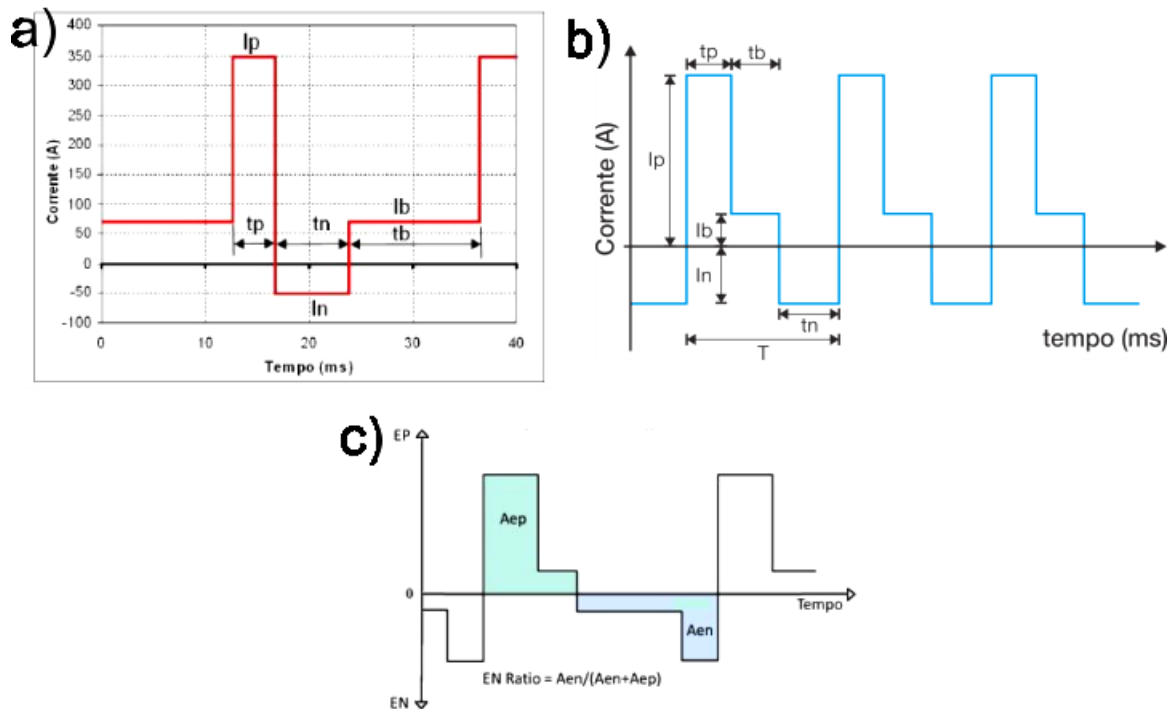


Figura 12. Formatos de onda retangulares para pulsado com corrente alternada. Adaptado de Gohr [55], Ueyama et al. [57] e Kah et al [60].

Não cabe nessa etapa de fundamentação teórica a apresentação das diretrizes utilizadas para se encontrar os parâmetros de soldagem do GMAW-P AC, pois isso será discutido na Seção 5.2 deste trabalho. Porém, vale a pena ressaltar que o equacionamento matemático específico para o GMAW-P AC deve considerar a diferente contribuição de cada polaridade para a taxa de fusão. Para tal, Park et al. [62] apresentaram uma correção no coeficiente de taxa de fusão em função da $\%N$ colocada na onda pulsada, utilizando um levantamento empírico da $\%N$ variando entre 0% e 40%. Harwig et al. [63] dividiram ambos os lados da equação da taxa de fusão (Equação 1) pela corrente média necessária para fundir arame em cada polaridade, sendo que o termo do lado esquerdo (Va/I) foi chamado de *burn-off rate* ($\text{mm}\cdot\text{s}^{-1}\text{A}^{-1}$). Essa divisão da Va pela corrente consiste do coeficiente angular da taxa de fusão - assumindo que a mesma possui o padrão de uma reta - e também foi utilizada por Dutra et al. [58] e Santos [56] no levantamento de um equacionamento para o GMAW-P AC. Os autores chamaram o *burn-off rate* de constantes Kp e Kn (constantes referentes às polaridades positiva e negativa respectivamente) obtidas por meio de um levantamento empírico da taxa de fusão com 100% do tempo em cada polaridade, conforme a Figura 13. A imagem mostra uma comparação, na

qual verifica-se que o ângulo de inclinação da curva CC- é maior, mostrando que para uma mesma corrente média em polaridade negativa há uma maior fusão do arame.

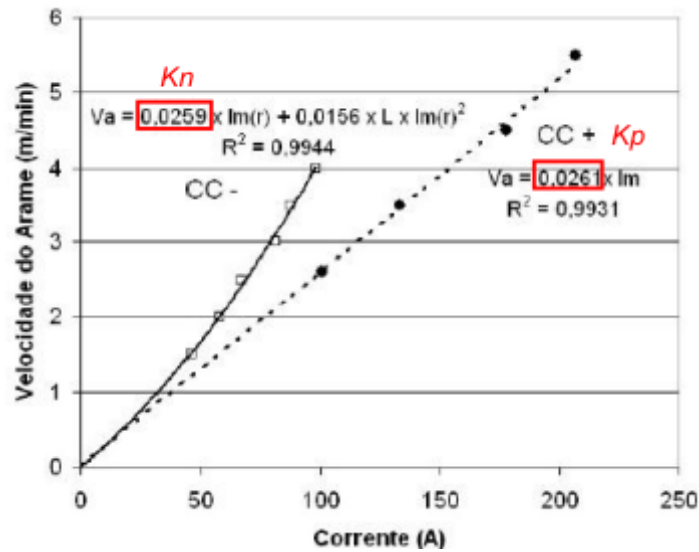


Figura 13. Taxa de fusão do arame ER 70S-6 obtida por Santos [56] para as polaridades negativa (CC-) e positiva (CC+).

O método apresentado por Dutra et al. [58] e Santos [56] para considerar as diferentes taxas de fusão em função da polaridade baseia-se no equacionamento do GMAW-P DC, porém considerando a contribuição de cada polaridade na Equação 2 por meio do K_p e K_n , isso para um formato de onda retangular (Figura 6).

$$V_a = \frac{k_p \frac{I_p \cdot t_p + I_b \cdot t_b}{t_p + t_b} \cdot (t_p + t_b) + k_n \cdot I_n \cdot t_n}{t_p + t_b + t_n} \quad (2)$$

Embora na Figura 13 a equação apresentada pelos autores para a taxa de fusão CC- seja quadrática, no fim ela foi assumida como uma reta para facilitar os cálculos. A simplificação da taxa de fusão pode trazer erros significativos nos parâmetros finais calculados, conforme será mostrado na Seção 5.2. Basicamente, em V_a 's mais altas ou mais baixas (próximas aos extremos das curvas) a afirmação de que a equação da taxa de fusão em função da corrente é uma reta, que passa pela origem (ponto [0,0] do plano cartesiano), compromete a boa estabilidade do arco almejada na soldagem com corrente pulsada. Utilizando uma correção dos coeficientes, Park et al. [62] apresentaram como a taxa de fusão aumenta com a inserção de uma %N na soldagem de alumínio, conforme a Figura 14.

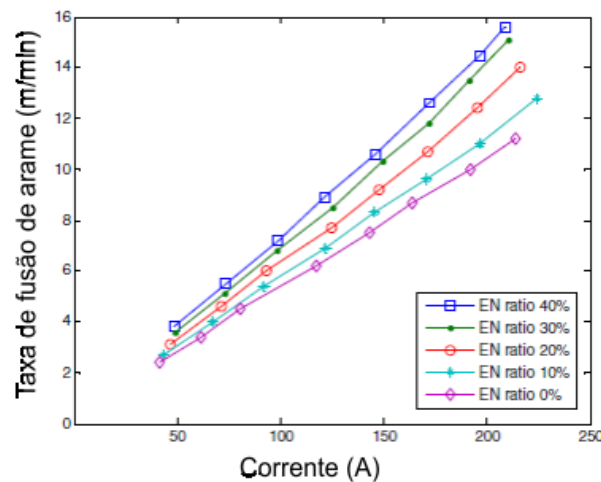


Figura 14. Taxas de fusão em função da $\%N$ para uma fonte comercial da OTC [62].

Assim, é possível verificar três vantagens para a utilização do GMAW-P AC em uma soldagem *in-service*:

- 1- Redução da corrente média, da potência e conseqüentemente da energia de soldagem para uma mesma Va ;
- 2- Maior taxa de fusão para uma mesma corrente, possibilitando o aumento da velocidade de soldagem e da produtividade. Neste contexto, Cirino [39] mostra outro benefício da maior taxa de fusão que é o chamado *gap-bridging ability*, ou capacidade de preencher o espaçamento de uma junta, sem perfurar a peça por excesso de energia;
- 3- Maior flexibilidade em termos de aporte térmico, pois como será verificado na Seção 5.2 deste trabalho, o calor transferido para a peça é fundamental para as propriedades da solda resultante. Li et al. [54] apresentam que um aumento na $\%N$ causa um aumento no diâmetro das gotas destacadas e na taxa de fusão, enquanto que o calor transferido para a peça é reduzido. Desse modo, em um procedimento de soldagem *in-service* pode-se trabalhar com diferentes $\%N$ para transferir mais ou menos calor para a peça em função das características do componente a ser reparado.

O parâmetro correspondente a $\%N$ é um ponto de divergência na literatura, pois algumas publicações consideram esse valor como sendo o quociente do tempo em polaridade negativa (tn) pelo período total de um ciclo da onda de corrente (T) ou a soma do tempo em positivo ($tpos$) com tn , conforme a Equação 3 [58,64,65].

$$\%N = \frac{tn}{T} = \frac{tn}{t_{pos} + tn} \quad (3)$$

Porém, Park et al. [62], Harwig et al. [63] e as fontes da OTC utilizam uma abordagem diferente, calculando a $\%N$ por meio da integral da corrente no tempo. Analisando os oscilogramas dos sinais elétricos apresentados pelos autores é possível verificar que a integral da corrente em polaridade negativa (I_n) dividida pela integral da corrente no período total T corresponde ao valor de $\%N$ assumido pelos autores. Portanto, a $\%N$ pode ser entendida como um fator que mostra o quanto os fenômenos da polaridade negativa estão ocorrendo em comparação com a positiva. Essa última abordagem de levar a corrente em consideração é mais realista fisicamente, pois considera o valor instantâneo da magnitude da corrente, enquanto que a abordagem por tempo não leva tal efeito embutido na equação.

Um exemplo do processo GMAW-P AC pode ser visto na Figura 15, na qual apresentam-se *frames* de filmagem em alta velocidade, realizada pelo autor deste trabalho para complementar a fundamentação teórica. A imagem foi feita apenas com um *backlight*, diferentemente das imagens que serão mostradas na Seção 5.2, pois o objetivo aqui foi verificar a ação dos pontos catódicos na fase negativa. De acordo com a numeração das fases em que a imagem foi dividida, verifica-se que:

- 1- Ocorre o pulso de corrente em polaridade positiva onde a corrente alta gera um arco de grande intensidade que satura a imagem;
- 2- A corrente é reduzida para o nível de base e a energia provida pelo pulso anterior já iniciou o destacamento da gota (efeito *pinch*). Neste ponto a maior intensidade do arco é vista abaixo da gota, pois ela ainda se encontra em contato com o arame pelo pescoço formado na estrição;
- 3- O filamento metálico que segurava a gota foi rompido durante a fase de base, e a zona de alta intensidade do arco é visualizada logo abaixo da ponta do arame, conforme apontado no *frame* 3. Entre a gota e a poça existe uma região luminosa, que pode ser proveniente da vaporização metálica da superfície da gota e da peça. Conforme mostram Hertel et al. [66] em modelos numéricos e análises em filmagem em alta velocidade, abaixo da gota existe maior concentração de vapor

metálico e reflexividade, justificando a diferente luminosidade entre o ponto que de fato tem maior calor no arco e a região da maior vaporização;

- 4- Na última etapa, já em polaridade negativa, é que se visualiza a existência de pontos catódicos sobre gota em formação. Esses se propagam para cima, em direção ao corpo do arame conforme o arco escala o mesmo. Os pontos catódicos são vistos em toda a superfície fundida da gota, formando uma espécie de invólucro e micro-arcos de alta densidade energética. Aqui é importante fazer uma conexão com o fenômeno de micro-furos mostrado anteriormente na Figura 11, onde a mesma característica da cinética de aparecimento de micro-arcos foi visualizada, porém filtrada pela iluminação laser da filmagem anterior. No caso da Figura 11, a corrente em CC- foi da ordem de 260 A, enquanto aqui seu valor foi da ordem de 83 A, o que pode proporcionar uma potência muito maior no caso anterior em cada micro-arco, causando a visualizada deformação do líquido e micro-furos.

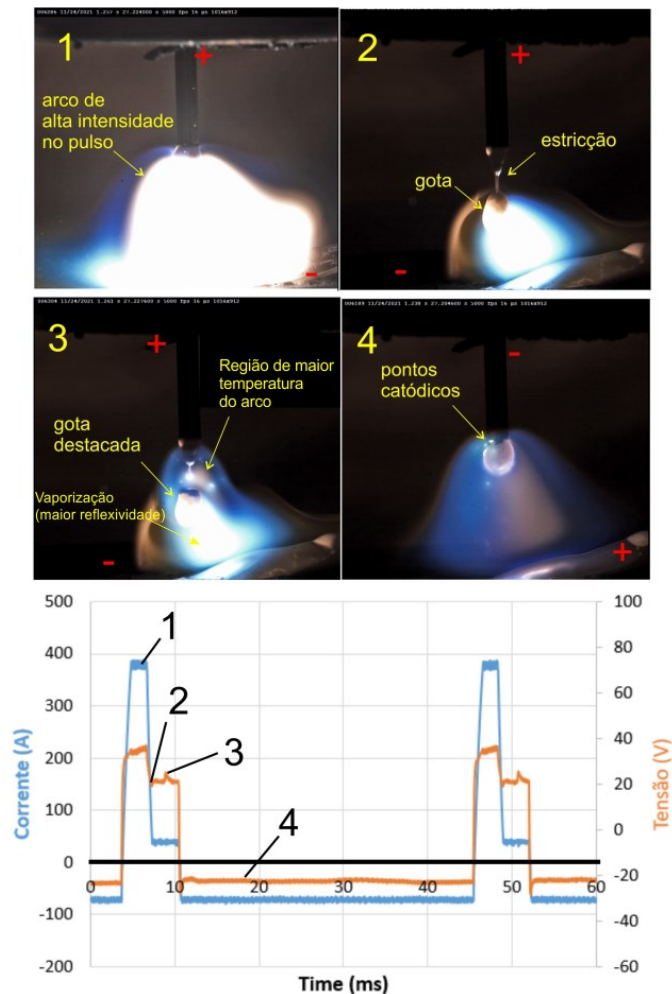


Figura 15. Soldagem com GMAW-P AC utilizando arame de aço carbono ER 70S-6 de 1,2 mm, gás de proteção Argônio + 8% CO₂, Va= 3 m/min e %N= 53%. Fonte: O próprio autor

[<https://youtu.be/Y07B9La6ub0>].

2.3 PRINCIPAIS PROBLEMÁTICAS NA SOLDAGEM EM OPERAÇÃO

Este tópico apresenta as principais dificuldades técnicas na realização de uma soldagem em operação. Três problemas são peculiares para esta aplicação:

- 1- A maior susceptibilidade de trincas a frio (trincas induzidas por hidrogênio);
- 2- O risco de perfuração em componentes de parede reduzida e alta pressão interna. Em inglês são encontrados os termos *burn-through* e *blow-out*, ambos são perfeitamente aplicáveis no contexto da soldagem em operação;
- 3- A decomposição instável de produtos inflamáveis em circulação dentro do equipamento a ser reparado, como eteno, etileno, acetileno, benzeno, nafta, derivados de petróleo, entre outros.

Tais riscos operacionais também remetem à importância do desenvolvimento de novas técnicas de soldagem com parâmetros mais controlados, além de procedimentos automatizados para se ter maior segurança para os operadores e soldadores.

2.3.1 Trincas induzidas por hidrogênio (TIH) ou trincas a frio

As TIH consistem em um dos mais críticos mecanismos de defeito para a soldagem em operação, pois podem provocar a falha catastrófica do componente principalmente pela introdução de descontinuidade plana numa região de alta dureza e baixa tenacidade [67]. A ocorrência de trincas está ligada à perda de ductilidade, microestrutura frágil e a quantidade de hidrogênio (H). Esse último fator ocorre quando há a presença de um alto nível de H em forma de umidade e contaminantes, seja na peça, no metal de adição ou inserido durante a soldagem pelo próprio processo. De acordo com Bruce [3] para prevenir as trincas ao menos um dos fatores supracitados deve ser eliminado, o que pode ser feito por meio de práticas de redução do hidrogênio difusível e procedimentos para minimizar a formação de microestruturas susceptíveis. Nesse caso, a dureza é assumida como um indicador da susceptibilidade às trincas. As normas de soldagem em operação mais antigas indicavam que soldas com dureza HV10 > 350 HV devem ser avaliadas quanto ao risco de TIH, sendo que uma microestrutura com valor abaixo disso é considerada de baixa susceptibilidade [3,9,10,22]. A API 1104 mais recente, com base no trabalho de Bruce e Bradley [68], indica que o HV máximo depende da espessura,

carbono equivalente (CE) e hidrogênio difusível, conforme a Tabela 1. Hart e Matharu [69] também indicam que a dureza máxima depende do nível de hidrogênio, que quanto menor, maior a dureza tolerada. Reduzindo a quantidade de hidrogênio em eletrodos 7018, de 8 ml/100 g de solda, para 4 ml/100 g, a dureza máxima crítica às trincas subiu para 375 HV, de acordo com os autores. Conforme Bruce e Bradley [68] aços de menor %C tendem a trincas em durezas mais baixas, enquanto durezas mais elevadas podem ser toleradas na soldagem de aços com maior %C.

Tabela 1. Dureza admissível em função da espessura, CE e hidrogênio difusível [10].

Espessura efetiva inches (mm)	≤0.375 (9.5)		0.500 (12.7)		0.625 (15.9)		≥0.750 (19.1)	
	≤ 0.35	≥ 0.5	≤ 0.35	≥ 0.5	≤ 0.35	≥ 0.5	≤ 0.35	≥ 0.5
CE IIW °								
Processo de soldagem de baixo hidrogênio (max 4 ml/100 gm de metal de solda)	375	425	358	408	342	392	325	375
Processo de soldagem de baixo hidrogênio (max 8 ml/100 gm de metal de solda)	350	400	335	383	317	367	300	350
Qualquer processo de soldagem	300	350	285	335	265	315	250	300

Para mitigar a formação de microestruturas frágeis é necessário reduzir a taxa de resfriamento da solda, causada pela convecção com o fluido dentro do tubo. Um dos mecanismos para isso é por meio do aumento do aporte térmico na peça. Porém, isso conflita com a segunda dificuldade na soldagem *in-service*, que é o risco de *burn-through*. Nesse contexto, análises de simulação térmica como a do *software* Battelle [16,17] e do PRCI *hot tap* [18] são utilizadas para prever a distribuição de temperaturas e a taxa de resfriamento. Lippold [1] classifica as estruturas encontradas nos aços carbono de acordo com sua susceptibilidade a trincas, conforme mostra a Tabela 2 na ordem decrescente.

Tabela 2. Ranking de microestruturas e sua susceptibilidade a trincas por hidrogênio. Adaptado de Lippold [1].

Microestrutura	Susceptibilidade a trincas
Martensita não revenida Martensita não revenida e bainita Bainita Martensita revenida Ferrita e perlita Ferrita acicular Austenita	

A martensita não revenida, ou fresca (*fresh martensite*), é apresentada como a estrutura mais dura e susceptível dentre as fases presentes nos aços carbono, enquanto que a ferrita, perlita e ferrita acicular são as mais resistentes. A martensita não revenida caracteriza-se pela baixa ductilidade quando comparada a outras microestruturas e a transformação de austenita em martensita provoca diversas tensões internas na solda. Conforme mostram Bain e Paxton [70] e Lippold [1] nos gráficos da Figura 16, o valor da dureza da martensita é dependente fundamentalmente da percentagem de carbono (%C) do material, no qual é possível verificar que tubos de aço carbono com valores entre 0,1% e 0,2% em peso apresentam martensita com dureza entre aproximadamente 330 HV e 500 HV, respectivamente.

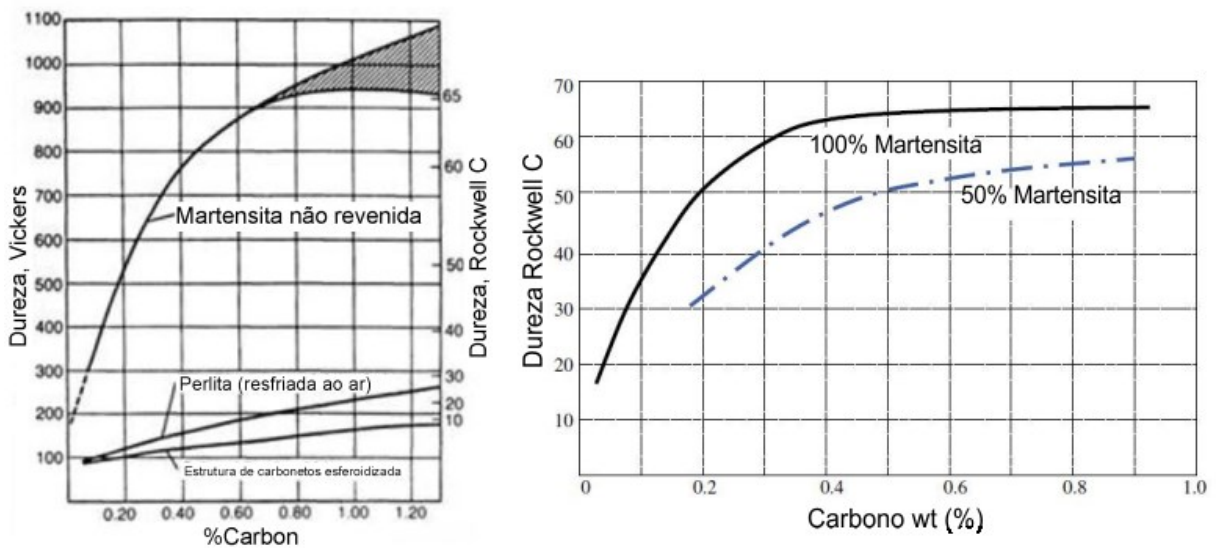


Figura 16. Dureza aproximada de aços carbono em diferentes microestruturas. Adaptado de Bain e Paxton [70] e Lippold [1].

Em relação ao hidrogênio presente na região da junta soldada, de acordo com Lippold [1] o aquecimento da soldagem provoca a sua dissociação molecular, resultando em H atômico que rapidamente é absorvido pela poça e se difunde na matriz do metal. A mobilidade desse átomo é relativamente alta em estruturas à base de ferro, aumentando com o aumento da temperatura, conforme a Figura 17 apresentada por Coe [71]. Do gráfico é possível visualizar que a mobilidade do hidrogênio em estruturas ferríticas aumenta de no mínimo 10^{-9} cm²/s, a aproximadamente 20°C, para 10^{-6} cm²/s em 100 °C, cerca de 1000 vezes maior. Aqui vale ressaltar que este é um dos benefícios da utilização do pré-aquecimento em aplicações de soldagem em operação, conforme será abordado mais adiante.

Os processos de soldagem também apresentam diferentes níveis de H difusível, sendo que processos com consumíveis que geram escória como o Eletrodo Revestido e o Arame tubular (FCAW) possuem maior facilidade em absorver umidade. Metais de adição à base de materiais orgânicos como o E 6010, por exemplo, são proibidos em soldagem *in-service* pelo alto risco de TIH devido à decomposição do seu revestimento celulósico durante o processo. Ressalta-se que as variantes propostas nesse trabalho, o GMAW-P e o GMAW-P AC, são derivadas do MIG/MAG que é um processo rotulado como de baixo H difusível, portanto esse é um quesito que pode ser melhorado em comparação com as condições atuais de reparos.

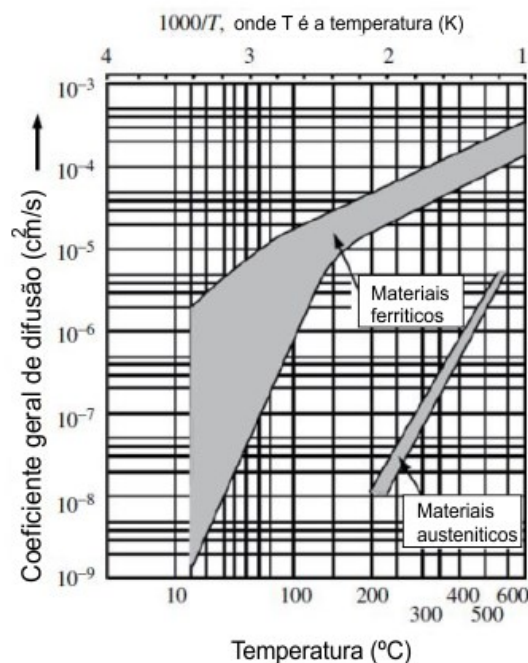


Figura 17. Coeficiente de difusão de hidrogênio na ferrita e austenita em função da temperatura. Adaptado de Coe [71].

O exato mecanismo pelo qual as TIH ocorrem ainda varia de caso a caso na literatura. Não é objetivo desse trabalho citar todos aqui, porém Lippold [1] compila e mostra detalhadamente ao mínimo cinco. A teoria mais nova e aceita para a propagação das TIH's é o modelo de Bechem [72], o qual sugere que a propagação de uma trinca é facilitada pela concentração do hidrogênio disponível na matriz da microestrutura, devido a uma coalescência na ponta da trinca, o que reduz a plasticidade do material. Essa teoria está ligada ao fato de que o hidrogênio atômico é muito móvel na microestrutura do material e se difunde para regiões com concentração de tensão. De acordo com Möser e Schmidt [73] embora as trincas a frio ocorram geralmente logo após o resfriamento do processo de soldagem, em alguns casos podem levar mais tempo devido ao período que o hidrogênio leva para se difundir e acumular em um

ponto em que a trinca pode propagar, sendo a zona afetada pelo calor (ZAC) uma das regiões mais comuns em soldagem *in-service*.

Devido à difusão do H atômico para a ZAC, sua microestrutura e propriedades são muito importantes, pois contribui para a susceptibilidade de trincamento. O aporte térmico calculado pela Equação 4 é um dos fatores de maior influência sobre a distribuição da temperatura na peça durante a soldagem e conseqüentemente na taxa de resfriamento da mesma que resultará em uma determinada microestrutura com maior ou menor tendência de TIIH.

$$HI = \frac{I \times U}{V_s} \times \eta \quad (4)$$

Onde I é a corrente média de soldagem, U é a tensão, V_s é a velocidade de soldagem e η é o rendimento térmico do processo³.

Para aços C-Mn, Suryana et al [74] mostram que quanto maior o aporte térmico na peça menor é a dureza da ZAC, pois há a formação de uma microestrutura menos susceptível a TIIH devido ao resfriamento da peça ser mais lento e à formação de microestruturas menos duras (envolvendo transformação de fases por processos difusionais). Para um ponto qualquer da microestrutura localizado próximo à zona fundida de uma peça soldada, o processo envolve basicamente duas etapas térmicas, em um chamado ciclo térmico. Primeiramente ocorre o aquecimento em uma taxa elevada (da ordem de centenas de graus por segundo) até um valor de pico, seguido de um resfriamento (da ordem de dezenas ou centenas de graus por segundo) até a temperatura ambiente. A temperatura de pico e a taxa com que o resfriamento ocorre, juntamente com a composição química do material regulam as fases que estarão presentes ao final do processo térmico. Em aços carbono, as diferentes microestruturas formam pelo resfriamento da microestrutura a partir da zona austenítica, delimitada pela linha chamada de A3. De acordo com Lippold [1], para a maioria dos aços carbono a faixa de resfriamento entre 800 °C e 500 °C é a mais crítica, uma vez que nessa faixa ocorre a transformação da austenita em seus produtos estáveis em temperaturas mais baixas. Zhang et al. [75] utilizaram também a faixa entre 800 °C e 300 °C satisfatoriamente em aplicação de aços na indústria nuclear. O fato

³ O cálculo da potência, produto da corrente (I) com a tensão (U) será abordado mais detalhadamente na Seção 5, na Equação 47.

é que o tempo de resfriamento nessa faixa, chamado de Δt_{8-5} ou Δt_{8-3} é utilizado como uma medição da taxa de resfriamento média global. Ainda de acordo com os autores, a utilização de diagramas de Transformação em Resfriamento Contínuo (TRC), *Continuous Cooling Transformation* (CCT) em inglês, são excelentes ferramentas que unidas com a taxa de resfriamento provém uma estimativa da microestrutura final na ZAC.

Em alguns casos, dependendo da composição química do componente, não é possível a eliminação total da formação de martensita, mesmo com o uso de alto aporte térmico, ou de pré-aquecimento (que será mostrado adiante). Nesses casos, é possível apenas uma redução da quantidade de martensita e uma atenuação da dureza para que a estrutura seja mais resistente a trincas e fique abaixo dos 350 HV admitidos. Conforme mostra a relação de durezas de Lippold [1], apresentada anteriormente na Figura 16b, para um aço com 0,2%C e microestrutura 100% martensítica, a dureza é reduzida de 50 HRC (≈ 550 HV) para em torno de 30 HRC (≈ 300 HV) quando a quantidade de martensita cai para 50%. A susceptibilidade à TIH é também avaliada pelo fator de temperabilidade do material, chamado de carbono equivalente (CE). Várias fórmulas existem para calcular esse valor, como mostram Yurioka e Suzuki [76]. Para aços de médio carbono ($>0,16$ wt%) ou aços C-Mn, em geral a fórmula do IIW dada pela Equação 5 é a mais utilizada. As normas API 1104 [10] e N-2163 [9] também utilizam o CE_{IIW} para aços com %C maior ou igual a 0,12%.

$$CE_{IIW} = C + \frac{Mn}{6} + \frac{Cu + Ni}{15} + \frac{Cr + Mo + V}{5} \quad (5)$$

Conforme visto, os intervalos de tempo de resfriamento a partir da austenita, junto com os diagramas CCT, podem ser usados para avaliar as transformações metalúrgicas e verificar a microestrutura quanto a sua susceptibilidade à TIH. Porém, um método desenvolvido pelo EWI [77] avalia o tempo de resfriamento numa faixa de temperaturas muito mais baixa, entre 250 °C e 100 °C ($\Delta t_{2,5-1}$). Esse método é chamado de *heat-sink capacity method*. Utilizando relações empíricas como da Figura 18, desenvolvida pelos mesmos autores, é possível estimar-se o Δt_{8-5} com base no teste *heat sink*. Porém, essas relações foram desenvolvidas utilizando o processo Eletrodo Revestido e não conseguem prever o efeito que um pré-aquecimento, ou de versões mais modernas de processos de soldagem exercem sobre a taxa de resfriamento, sendo um método de maior imprecisão e alto desvio padrão, como citado na literatura [7]. Gaillard et al. [78] mostraram uma análise do tempo entre 300 °C e 100 C, faixa de temperatura próxima ao

teste do EWI. Os autores mostraram que o aumento do tempo Δt_{3-1} pode ser utilizado para promover a difusão de hidrogênio para fora da junta.

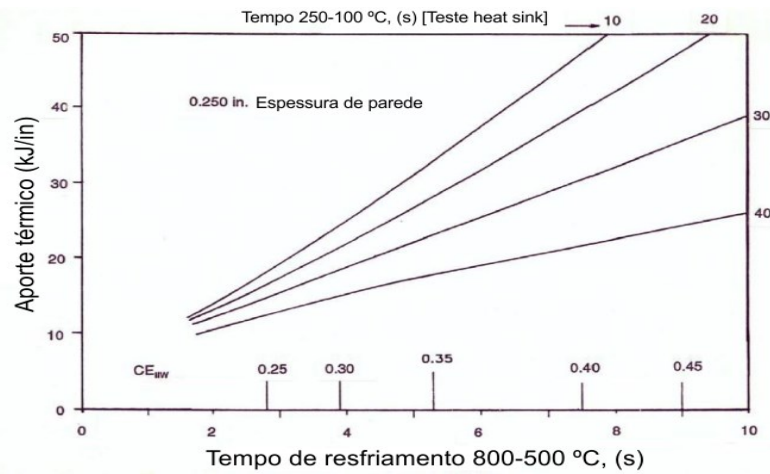


Figura 18. Correlação entre o $\Delta t_{2,5}$, obtido pelo teste heat sink, com o Δt_{8-5} . Adaptado de PRCI Repair Manual [22].

Inúmeros trabalhos já estudaram a formação de TIH em soldas *in-service*, tanto em ambiente laboratorial quanto em aplicações reais. No Brasil, Pereira et al. [79] simularam a soldagem circunferencial de dupla-calha tipo B em tubos API 5L X70, conforme a Figura 19. Para avaliar a formação de trincas, os autores utilizaram água em circulação dentro do tubo à temperatura ambiente com vazão de 80 l/min. Os autores utilizaram três metais de adição, o AWS E 8018-B8 (eletrodo revestido básico), o AWS ER 80S-G e o AWS E 71T-11 para soldagem com GMAW com arame maciço e tubular, respectivamente. Os autores não verificaram a formação de trincas, mesmo variando a restrição do tubo pela abertura do gap, fato que foi atribuído ao baixo nível de hidrogênio nos consumíveis.

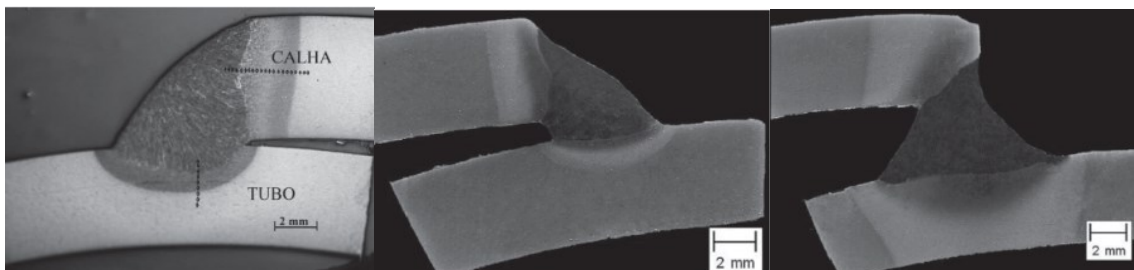


Figura 19. Simulação laboratorial de soldagem dupla-calha em tubos de pequeno diâmetro, variação de folga entre calha e tubo. (Adaptado de Pereira et al. [79]).

Guest et al. [6] mostram que o nível de tensões residuais é diretamente proporcional ao gap existente entre calha e tubo e um facilitador no surgimento de TIH. Quanto maior a espessura da calha menor será sua deformação e maior a tensão residual, aumentando as

chances de trincas. De acordo com os autores, em aplicações reais em campo outros carregamentos podem gerar tensões e facilitar a propagação de trincas como os desníveis no solo em que o tubo está apoiado, deformações longitudinais em grandes comprimentos de tubo, além da própria pressão interna devido ao fluido. Em reparo por dupla-calha construída de API 5L X70, Tronskar et al. [5] realizaram uma avaliação crítica da susceptibilidade a trincas por hidrogênio. O CE da tubulação foi de 0,30%, considerado de boa soldabilidade. Utilizando *softwares* de análise térmica, a dureza prevista para condições do gasoduto analisado, com pressão de 75 bar (1088 psi), velocidade do gás de 7,65 m/s e uma temperatura de pré-aquecimento de 100 °C foi de 300 HV, considerada uma condição de baixa susceptibilidade a trincas, segundo os autores.

Guest et al. [6] citam que tubos de fabricação mais antiga (década de 60), também chamados de *vintage* em inglês, são conhecidos por possuir níveis de carbono mais elevados, formando uma martensita mais dura e frágil. Em soldagem de *fittings* para trepanação, os autores tiveram problemas com TIH, como mostra a Figura 20. Os tubos API 5L X52 que os autores usaram possuíam um CE_{IIW} de 0,51%, além da própria %C ser relativamente alta, em torno de 0,25%. Conseqüentemente, o valor de dureza da martensita obtida foi de 420 HV, muito acima da admitida pelo PRCI Repair Manual [22], por exemplo. As condições de campo apresentada pelos autores resultou em taxa de resfriamento entre 800 °C e 500 °C de 150 °C/s (Δt_{8-5} de cerca de 2 s).

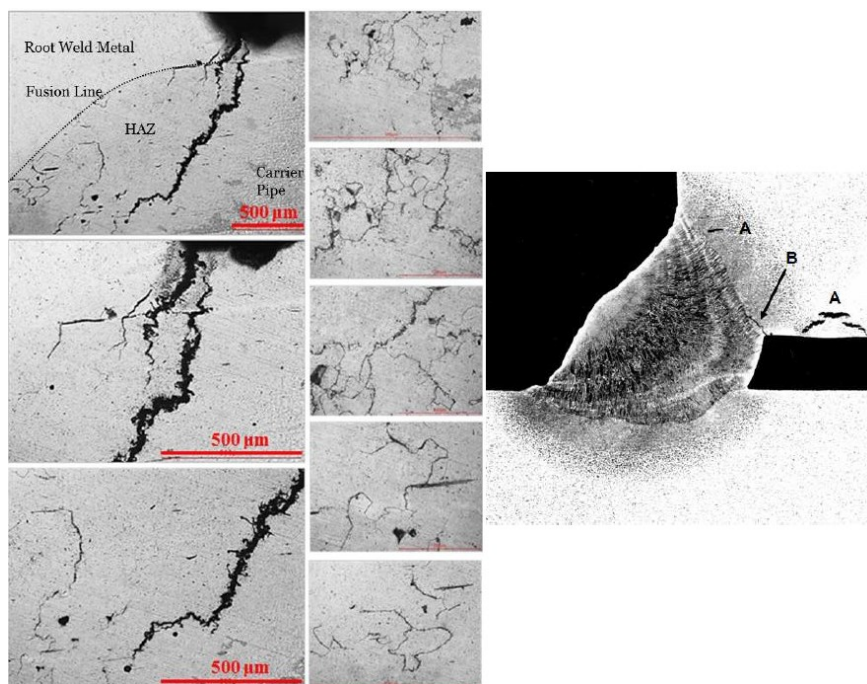


Figura 20. Trinca induzida por hidrogênio em solda circunferencial de filete em tubo API X52. (Adaptado de Guest et al. [6]).

Vale a pena citar que um método utilizado para reduzir a dureza da microestrutura é o chamado passe de revenimento, ou em inglês *temper bead* [80,81,82]. Na prática o passe de revenimento consiste em reaquecer a ZAC GG do passe dado previamente - o qual sofreu alto resfriamento e formou martensita de alta dureza – em uma faixa de temperaturas entre 600 °C e abaixo da temperatura de início da austenitização (curva A1 \approx 727 °C) de modo a evitar uma nova formação de martensita. Essa técnica é complexa, pois a faixa de temperatura admissível é estreita e em uma aplicação de alto resfriamento como a soldagem em operação as isotermas de temperaturas que possibilitam a formação de carbonetos (revenimento) pode ser da ordem de décimos de milímetros, dificultando a sua eficácia e gerando zonas não revenidas, conforme mostra trabalho do TWI [82]. Em uma qualificação real de procedimento de soldagem circunferencial de dupla-calha tipo B, realizada pelo autor desta tese e mostrada na Figura 21, aplicou-se a técnica do *temper bead* devido à inexistência de pré-aquecimento ou outra técnica para atenuar a taxa de resfriamento. Porém, enfrentou-se grande dificuldade no uso do *temper bead*, pois a remoção do cordão prévio é crítica e executada por esmerilhamento de forma manual, podendo não ser realizada de forma homogênea para que a ZAC GG do primeiro cordão seja reaquecida apropriadamente. Outro fator de complicação é que se o cordão for removido demasiadamente, pode haver uma refusão do tubo, além do reaquecimento da ZAC prévia acima da austenitização, formando martensita não-revenida novamente. Na Figura 21 também está mostrado como o *temper bead* pode variar ao longo da junta circunferencial, correndo o risco de não revenir apropriadamente toda a microestrutura.

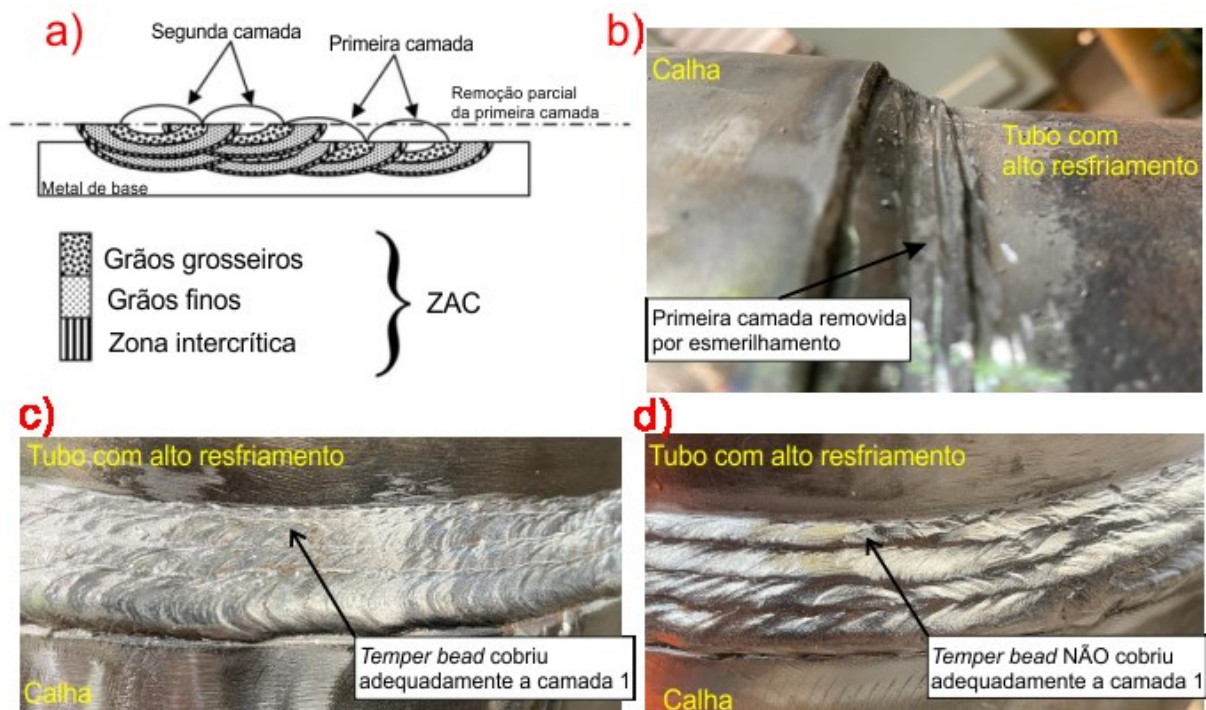


Figura 21. Em a) Esquemático da técnica da meia-camada para aplicação do *temper bead*; b) Qualificação de soldagem em operação de dupla-calha tipo B etapa de esmerilhamento da camada 1 e produção do canal guia de soldagem; c) Região da junta na qual o *temper bead* cobriu satisfatoriamente o primeiro passe; d) Região em que a preparação foi inadequada e a soldagem do *temper bead* não cobriu a primeira camada.

2.3.2 Importância do controle do aporte térmico do processo sobre o risco de perfuração e decomposição instável de produtos na soldagem em operação

A perfuração do tubo é outro fator de risco nas aplicações de soldagem em operação. Conforme mostram Kiefner e Fischer [83], o risco de perfuração é dependente da temperatura atingida na superfície interna da parede do tubo, que conseqüentemente é função dos parâmetros que envolvem o próprio escoamento do fluido, do aporte térmico do processo de soldagem e da espessura da parede do componente. Analisando esses fatores nota-se que o terceiro problema que envolve a soldagem em operação, o qual é o risco de decomposição instável do fluido transportado, está intimamente conectado com a temperatura atingida na parede interna sendo que ambos podem ser tratados concomitantemente.

De acordo com Boring e Bruce [24] o *burn-through* (ocorrido devido à pressão do plasma) ou *blow-out* (ocorrido devido à pressão interna do tubo) advém do fato que a penetração da solda durante o processo reduz a espessura efetiva da parede da peça, diminuindo a área útil que suporta a pressão interna do fluido. Nesse caso, a tensão normal máxima na direção circunferencial (*hoop stress*) age sob a área aquecida pelo arco, causando a perfuração. Em

geral, na literatura verifica-se que tubulações condutoras de gás geralmente tem pressão mais elevada que as condutoras de líquidos e são, portanto, mais propícias ao *burn-through*. A própria elevação localizada da temperatura devido à fonte de calor do arco reduz o limite de escoamento do material, podendo provocar o vazamento do fluido caso a tensão máxima interna vença a resistência da espessura remanescente. Em casos de manutenção em tubulações condutora de fluidos inflamáveis, existe um risco de explosão. A norma da Petrobras N-2163 [9], por exemplo, restringe a soldagem de determinados equipamentos. Nesses casos, a automação da soldagem em operação por meio da utilização de manipuladores robóticos bem como a aplicação de processos de soldagem mais controlados pode trazer mais segurança e viabilizar aplicações em componentes mais críticos que até então não são permitidas.

Bruce [67] cita em pesquisas com processo Eletrodo Revestido que o risco de perfuração é baixo em espessuras acima de 6,35 mm ($\frac{1}{4}$ "), mas não descarta a possibilidade de ocorrer instabilidade química do fluido dentro do tubo, caso a temperatura na parede interna atinja um valor crítico para o mesmo. O autor também cita que essa avaliação é complexa e que a melhor forma de se avaliar o processo de soldagem e a temperatura atingida internamente, é por meio de simulação térmica.

Para gases, se por um lado a maior pressão aumenta os riscos de perfuração, Bruce e Boring [84] indicam que o aumento da pressão interna do tubo tende a reduzir a penetração máxima da solda devido a um aumento da troca de calor por convecção. Isto mostra a necessidade de um balanço entre as condições de soldagem para que o processo funcione em um ponto ótimo. Do ponto de vista dos tipos de reparo, o risco de *burn-through* é mais crítico na deposição direta de solda, também conhecido como *weld overlay*, pois geralmente é feito em regiões com corrosão onde há menor espessura de parede. A temperatura atingida na superfície interna também é maior na deposição direta de solda quando comparada a outros tipos de reparos, pois o calor do arco é transferido integralmente para o tubo [85]. A Figura 22 mostra uma comparação entre a soldagem em reparo por dupla-calha *versus* uma deposição direta de solda com mesmo aporte térmico, evidenciando maior deformação plástica na parede do tubo para o primeiro caso.

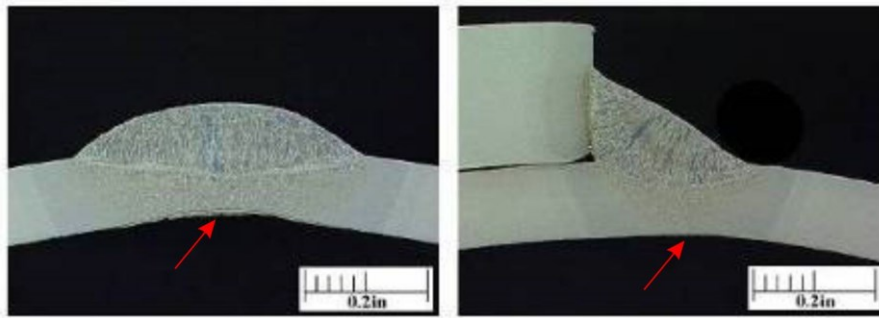


Figura 22. Comparação de deposição de solda. Em a) Deposição direta; b) Solda de filete de remendo. Adaptado de [84].

Na prática, em uma soldagem *in-service* uma análise por *software* sempre é realizada antes do reparo como garantia que a temperatura crítica não será atingida na parte interna da peça. O *software* Batelle, já citado anteriormente, desenvolvido em trabalhos do *Edison Welding Institute* (EWI) e do *Batelle Memorial Institute* (BMI) realiza uma análise baseada nas equações do balanço de energia, dados de entrada do processo de soldagem e do escoamento do fluido, a fim de estimar a temperatura atingida na parede interna. Nos trabalhos de Kiefner e Fischer [83] e Fischer et al. [86], que mostram o desenvolvimento do Batelle, a temperatura limite para evitar a perfuração com margem de segurança foi de 980 °C para aços carbono. Utilizando um tubo pressurizado com nitrogênio até 1200 psi, Boring e Bruce [24] mostraram a importância do controle do aporte térmico do processo de soldagem em componentes de parede fina (3,2 mm, 4,0 mm e 5,0 mm). Conforme mostra a Figura 23, um aumento de 43,8% no aporte térmico, passando de 0,41 kJ/mm para 0,73 kJ/mm proporcionou o surgimento de uma deformação plástica na parede interna e o início do risco de perfuração.

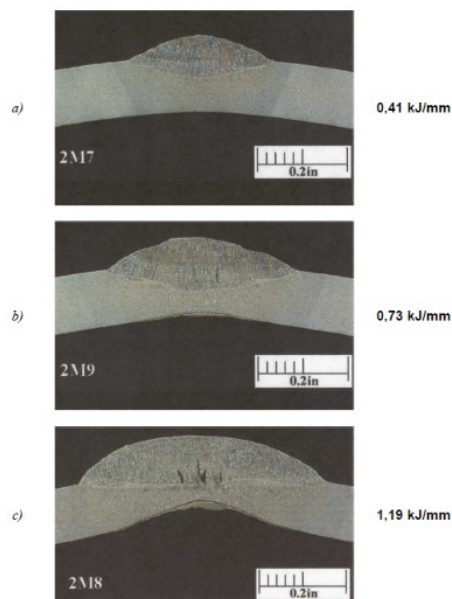


Figura 23. Deformação plástica na parede interna devido ao aumento do aporte térmico. Adaptado de Bruce e Boring [84].

Sabapathy et al. [87] desenvolveram uma abordagem 3-D com método dos elementos finitos (MEF) e análise termo-elasto-plástica para avaliar o risco de perfuração baseada no cálculo da distribuição de temperatura ao longo da espessura da parede. Para uma deposição direta de solda com aporte térmico de 0,75 kJ/mm sobre um tubo API 5L X70 de 3 mm de espessura, os autores encontraram uma pressão interna admissível de 7 MPa (1015 psi) para atingir o limite de escoamento na região da poça de fusão e a perfuração ocorrer. A Figura 24 mostra a análise de temperaturas e a deformação devido à pressão interna obtida pelos autores.

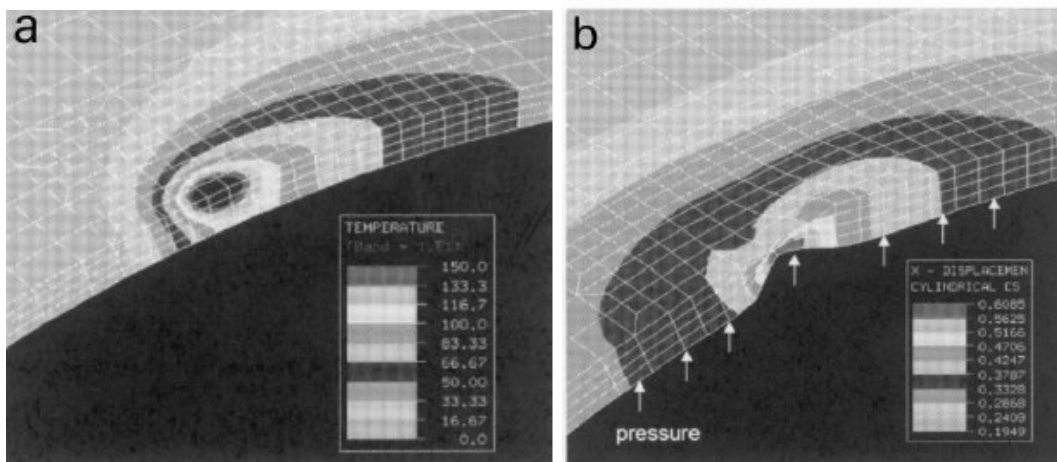


Figura 24. Análise em MEF do risco de *burn-through*. Em a) Distribuição de temperaturas; b) Deformação devido à pressão interna. Adaptado de Sabapathy et al. [87].

2.4 PRÉ-AQUECIMENTO PARA CONTROLE DO RESFRIAMENTO E DIFUSÃO DO HIDROGÊNIO EM SOLDAGEM *IN-SERVICE*

Conforme introduzido anteriormente no Tópico 2.3.1, em condições mais severas de troca térmica - alta taxa de resfriamento, grande fluxo de calor por advecção e fluido em alta vazão - técnicas de pré-aquecimento com temperaturas relativamente altas podem auxiliar na redução da velocidade de resfriamento e evitar a formação das TIH. Contudo, devido aos níveis de pré-aquecimento atingidos na soldagem em operação serem relativamente baixos, a técnica é utilizada mais com o intuito de reduzir a quantidade de hidrogênio da junta soldada, ao invés de controlar o resfriamento como em outras aplicações industriais. O pré-aquecimento provoca a elevação da temperatura inicial da peça e facilita a evaporação da água na forma de umidade, pois dependendo da temperatura ambiente o componente pode se encontrar abaixo do ponto de

orvalho, permitindo a condensação de umidade sobre a superfície do mesmo e elevando fortemente os níveis de hidrogênio no metal de solda.

Threadgill [88] aponta que em temperaturas acima de 200 °C as TIH são improváveis em C-Mn, pois o hidrogênio difusível presente no material pode rapidamente ser expulso para fora da microestrutura. Bruce [89] indicou que a elevação de 93 °C na peça é equivalente a um aumento de 60% no aporte térmico do processo de soldagem. Turichin et al. [90] utilizaram pré-aquecimento de 180 °C em soldagem laser de aço API 5L X80, fato que possibilitou a redução da velocidade de resfriamento entre 800 °C e 500 °C de 588 °C/s para 152 °C/s e a diminuição da dureza de 343 HV para 276 HV na ZAC de grãos grosseiros. Da mesma forma, Moojen et al. [91] em soldagem MIG/MAG de duto API X80 com 32 mm de espessura em junta X verificaram que um pré-aquecimento de 200 °C aumentou o $\Delta t_{8/5}$ de 2 s para 8 s, enquanto que a dureza reduziu de 320 HV para 240 HV.

Portanto, a elevação da temperatura inicial da peça e a sua manutenção durante certo tempo pode trazer grandes vantagens em aplicações de reparos em operação. Essa técnica não é nova e vários estudos supracitados mostram seus benefícios. Verifica-se basicamente três princípios nos quais os métodos de aquecimento se baseiam:

- 1- Radiação, na qual utiliza-se maçaricos com chama a base de acetileno e gás liquefeito de petróleo (GLP);
- 2- Condução, na qual o aquecimento ocorre por meio de uma resistência elétrica com pastilhas cerâmicas que ficam em contato com a peça. Essa técnica também é chamada de manta resistiva;
- 3- Indução, na qual uma bobina é posicionada próxima ao componente, induzindo uma corrente na peça e gerando calor por efeito Joule.

As duas primeiras técnicas são amplamente disseminadas na indústria, além de serem métodos mais antigos, enquanto que a indução ainda não foi aplicada de forma eficaz em reparos por soldagem em operação. Como esse trabalho visa mostrar também a aplicabilidade da indução como uma alternativa de pré-aquecimento, foco será dado na revisão dessa técnica.

O relatório técnico do EWI [7] mostrou que uma das desvantagens do método por chama é a impossibilidade de mantê-la de forma permanente durante toda a execução de uma soldagem *in-service*, isso devido à segurança dos operadores. Em ensaio em tubulação de aço com 502 mm (20") de diâmetro e 9,5 mm de parede, com água circulando dentro do tubo em velocidade de 0,024 m/s (38 l/min), o método por chama foi capaz de atingir 100 °C no local da junta e a temperatura caiu quase que instantaneamente após a remoção do maçarico. Outro

ponto verificado pelos autores é que a chama pode facilmente provocar um superaquecimento superficial do tubo e mudar sua microestrutura, já que a temperatura da chama ao usar acetileno pode chegar a 3100 °C (Figura 25a mostra o pré-aquecimento por chama em qualificação de soldagem em operação).

O método de aquecimento por resistência elétrica utiliza uma fonte de energia e um fio de liga Ni-Cr que permanece em contato com blocos cerâmicos que transmitem o calor por condução para a peça, conforme a Figura 25b. Yunovich e Thompson [7] citam que os aquecedores resistivos necessitam de um cuidado extra no contato adequado com a peça, caso contrário, zonas de maior temperatura podem aparecer na superfície se o contato não for uniforme. Korol'kov [8] utilizou aquecedores resistivos para o pré-aquecimento de soldagem *in-service* de gasoduto da *Gazprom*, em Sakhalin Island na Rússia. O autor cita que optou pelo método de aquecimento por condução pela fonte proporcionar um maior fator de trabalho quando comparada às fontes de aquecimento por indução, além de uma maior eficiência em relação a chama. O autor também cita que o aquecimento por condução é menos dependente do *setup* de montagem, o que confronta Yunovich e Thompson [7] que mostram a necessidade de uma correta montagem das mantas resistivas para a maior eficiência da condução. Em testes do EWI [7], uma fonte comercial de 12,5 kW para aquecimento resistivo não foi capaz de atingir 100 °C de pré-aquecimento, isso em um circuito com água em vazão de 38 l/min. Porém, uma vantagem verificada pelos autores foi a maior segurança em se manter o aquecimento “*online*” durante todo o tempo de soldagem, reduzindo tempos de parada no processo.

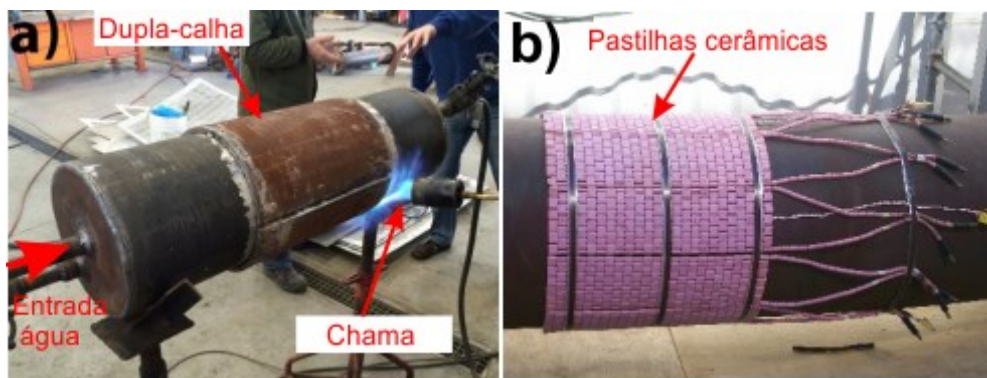


Figura 25. Em a) aquecimento de soldagem em operação por chama; b) aquecimento de soldagem em operação por condução. Adaptado de Yunovich e Thompson [7].

A indução ocorre a partir da existência de uma força eletromotriz (diferença de potencial) causada por um campo eletromagnético de corrente alternada em alta frequência,

induzindo a circulação de uma corrente parasita na peça, de acordo com a Lei da indução de Faraday. Na prática, equipamentos para aquecimento por indução são compostos de uma fonte de energia que fornece corrente alternada em alta frequência (na faixa de 5 kHz a 50 kHz) e bobinas fabricadas em cobre na forma de cabos, tubos ou barras que permanecem próximos ao local que se deseja aquecer, conforme a Figura 26.

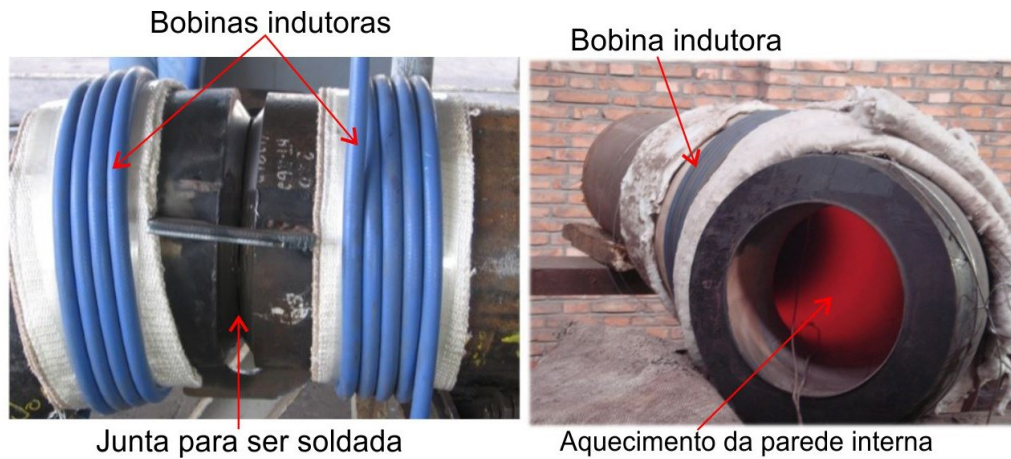


Figura 26. Montagem de bobinas de cabos para aquecimento por indução.

Na indução ocorre um fenômeno conhecido como efeito pelicular, ou *skin effect* em inglês, no qual a corrente circula pela periferia tanto da bobina condutora, quanto da peça induzida. Isso provoca uma maior densidade de corrente próximo à superfície externa e um aquecimento resistivo por efeito Joule. A espessura dessa camada em que a corrente circula é chamada de profundidade de penetração e possui a ordem de décimos de milímetros, além de ser inversamente proporcional à frequência [92]. Na Figura 27 está apresentada uma simulação em MEF que demonstra a variação da densidade de corrente na bobina e na peça em função de três frequências distintas: 100 kHz, 24 kHz e 50 Hz. Enquanto para 50 Hz a corrente circula homogeneamente por todo o condutor, à medida que a frequência aumenta surge uma zona preferencial de circulação e uma redução da área pela qual a corrente passa. Isso aumenta a resistência elétrica e conseqüentemente o aquecimento por efeito Joule. Conforme apontado por Fitzpatrick [93] o sinal de corrente é invertido entre tubo e bobina, por isso o uso de escalas distintas na Figura 27 para mostrar a densidade de corrente. O equacionamento matemático da indução será apresentado na Seção 4.1, na etapa de simulação desse trabalho.

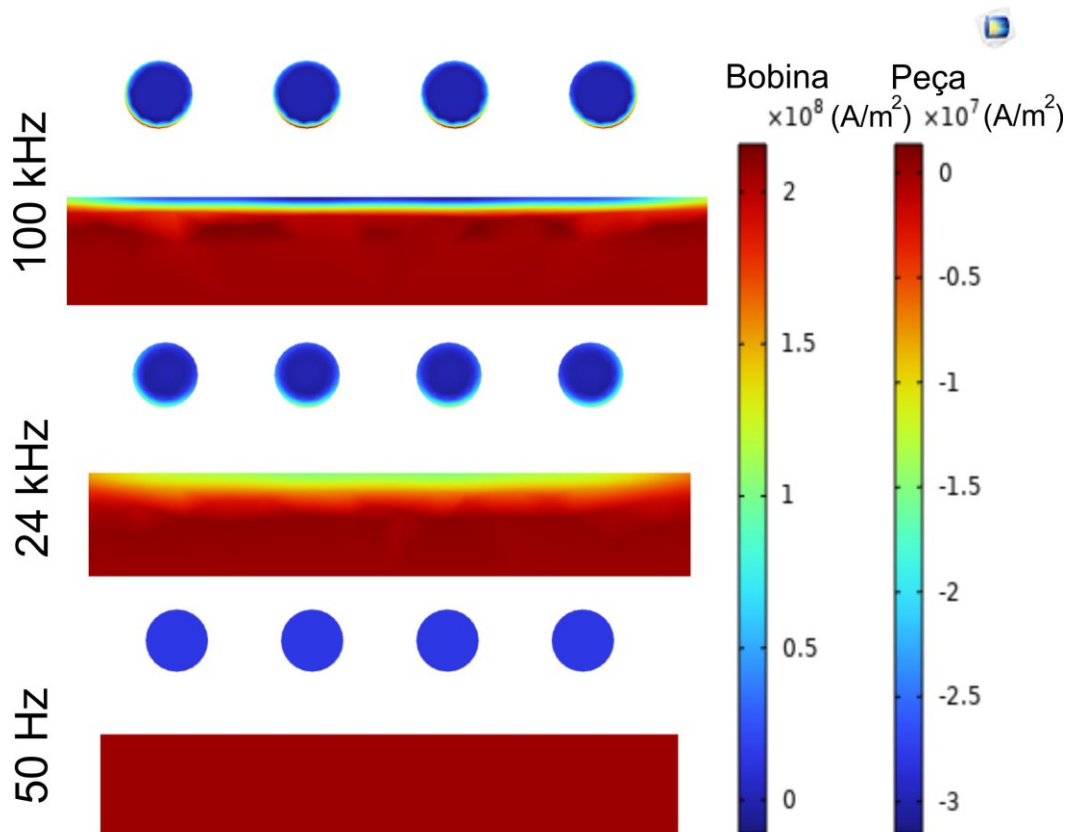


Figura 27. Variação do *skin effect* em termos da densidade de corrente para frequências de 100 kHz, 24 kHz e 50 Hz. Fonte: O próprio autor.

Pouco se tem na literatura quanto à aplicação da indução em reparos *in-service*. Em relatório do EWI, Yunovich e Thompson [7] verificaram que a vantagem dessa técnica é a possibilidade de manter o aquecimento de forma online, durante toda a execução do reparo, pois as bobinas são geralmente refrigeradas e não sofrem aquecimento mesmo com a passagem da corrente elétrica, proporcionando um conforto adicional ao soldador durante a soldagem manual. Em comparação com os demais métodos de pré-aquecimento, utilizando uma fonte Miller *Pro Heat* de 25 kW, os autores atingiram no máximo 93 °C em tubo de 20" com água a 38 l/min, abaixo dos 100 °C estipulados como mínimo. Em outras linhas de pesquisa, como na soldagem de alta velocidade, a indução é utilizada como método de pré-aquecimento para redução do $\Delta t_{8/5}$ e aumento de penetração [94-96]. Li et al [97] realizaram soldagem LASER de aço carbono baixa liga assistida pelo aquecimento por indução localizado, conforme a Figura 28a e Figura 28b. Os autores reduziram a formação de martensita e trincas. Ikram et al. [98] realizaram soldagem GMAW com corrente alternada em aço carbono assistida pelo aquecimento por indução. Nos ensaios os autores verificaram que a bobina promoveu um

aquecimento dos flancos da junta V, conforme a Figura 28c, reduzindo defeitos de falta de fusão.

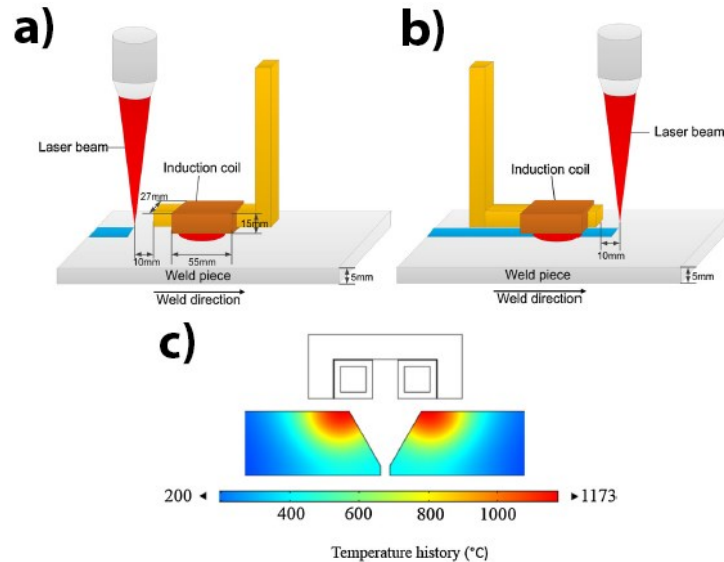


Figura 28. Aquecimento por indução em soldagem. Em a) Soldagem LASER assistida por pré e pós-aquecimento; b) Esquema de junta V aquecida por indução. Adaptado de Li et al. [97] e Ikram et al. [98].

2.5 SIMULAÇÃO TÉRMICA E MODELAGEM PARA SOLDAGEM EM OPERAÇÃO

Até o momento, essa revisão bibliográfica abordou diversos pontos peculiares da soldagem em operação, os quais destacam a importância de conhecer o ciclo térmico e a distribuição de temperatura na peça para que a susceptibilidade às TIH e a chance de perfuração estejam sob controle. Diversos aspectos que influenciam o ciclo térmico e a distribuição de temperatura na peça já foram levantados, como por exemplo: o tipo de reparo (geometria da junta), a potência do arco elétrico, o aporte de calor, o tipo de material soldado, as propriedades do escoamento dentro do tubo e a temperatura de pré-aquecimento. Todos esses fatores são variáveis interdependentes em uma soldagem *in-service*, fazendo com que se tenha um problema totalmente multifísico.

Conforme a norma da Petrobras N-2163 [9] e o manual do PRCI [22] apontam, a simulação térmica já é uma ferramenta utilizada como etapa obrigatória antes de qualquer aplicação real de soldagem em operação. Essa análise realizada por *softwares* comerciais específicos como o Batelle [16] e o PRCI *Hot Tap* [18] utiliza método de cálculo numérico como os elementos finitos (MEF) e visa prever a distribuição de temperaturas, a taxa de resfriamento e a dureza final da microestrutura.

A soldagem por si só é um processo multifísico que envolve diversos fenômenos complexos ocorrendo simultaneamente de forma acoplada, ou seja, um interage com o outro. O esquemático da Figura 29 mostra a interdisciplinaridade física de uma soldagem, na qual a transferência de calor por condução, convecção e radiação ocorrem simultaneamente, enquanto o cordão é formado por transferência de massa aliado a fenômenos do transporte de fluidos na poça e no plasma. A física de eletromagnetismo, interações da poça e das gotas com o arco elétrico, vaporização metálica (formação de gases) e transformações metalúrgicas no estado sólido também estão presentes. Pensando em um contexto da soldagem em operação, esse número de variáveis físicas aumenta consideravelmente pela existência de um fluido na parte interna do tubo, além de diferentes métodos de pré-aquecimento possíveis de serem utilizados. No caso da indução, por exemplo, a modelagem englobaria a física de eletromagnetismo por meio das equações de Maxwell.

Portanto, criar um modelo multifísico que simule todos esses fenômenos e que ao mesmo tempo seja aplicável é praticamente impossível nos dias de hoje, seja por questões de *hardware* disponível, pelo tempo de processamento computacional ou pela incapacidade de se mensurar alguns fenômenos. Nesse caso, o que se faz para que seja possível a simulação de uma soldagem é trabalhar com as físicas de forma independente ou simplificações que tornem o processo tratável.

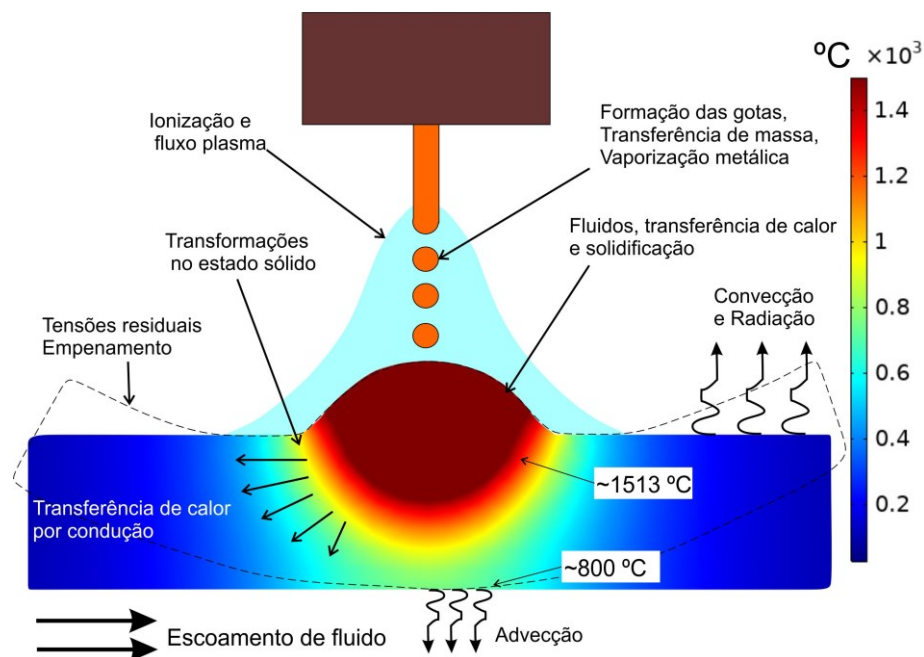


Figura 29. Esquemático da multifísica da soldagem. Fonte: O próprio autor.

Diversos pesquisadores ao redor do mundo estudam formas de simulação computacional da soldagem, sendo que dentro dessa ideia de se estudar fenômenos de forma independente pode-se dividir as linhas de modelagem em dois grandes grupos. O primeiro composto por trabalhos como os de Ogino et al. [99] e Haidar [100], que focam exclusivamente nos fenômenos do transporte que ocorrem na formação do arco elétrico, do jato plasma e sua interação com a transferência metálica. O segundo envolve trabalhos como os de Knoedel et al. [101] e Farias et al. [102] que abordam puramente a física do ponto de vista do que ocorre na peça, com um estudo mais focado puramente na transferência de calor, na mecânica dos sólidos (tensões residuais) e nas transformações metalúrgicas no estado sólido, ou um acoplamento dessas.

Como na soldagem *in-service*, o interesse é o que ocorre na peça - por diversos fatores como o ciclo térmico que a estrutura sofre, a distribuição de temperaturas, metalurgia e campo de tensões - a modelagem voltada para essa aplicação específica encontra-se no segundo grupo. Nesse grupo, a fonte de calor proveniente do arco (a formação do Plasma) e as equações do eletromagnetismo não são resolvidas, sendo que o calor (ou a potência) do processo é assumido como um valor conhecido e calculado pela Equação 4, mostrada anteriormente. Conforme citam Grong [103] e Rykalin [104], dois antigos trabalhos da área de modelagem da soldagem, essa hipótese é uma das formas de simplificação que elimina muitas das variáveis e reduz significativamente a complexidade da simulação por não necessitar a solução eletromagnética do arco e formação do plasma, por exemplo.

Portanto, para descrever a forma como a potência de entrada é distribuída na peça, ao longo dos anos diversos autores levantaram funções analíticas e numéricas baseadas na equação do balanço de energia. Essas equações culminam em perfis geométricos nos quais a potência do arco é projetada sobre um modelo daquilo que representa a peça. A metodologia é denominada por Araújo [105] de modelagem direta da fonte de calor. Trabalhos antigos datados da década de 40 usavam equações analíticas com uma distribuição chamada de pontual ou linear, como Rosenthal [106] e mais tarde Christensen et al. [11]⁴. A designação pontual significa que a potência total do arco elétrico é aportada em um único ponto sem volume, ou em uma linha, onde a temperatura central tende ao infinito causando grandes erros, conforme a Figura 30a. A proposição dos autores foi um marco na ideia de derivar a equação da distribuição

⁴ Mais detalhes históricos do desenvolvimento do modelamento matemático em soldagem podem ser encontrados no Livro: Computational Welding Mechanics de Goldak e Akhlaghi [107].

de temperaturas em coordenadas cartesianas e criar um modelo de fonte de calor móvel (conforme o esquemático da Figura 30b), que era possível de ser resolvido analiticamente em um tempo onde computadores ainda eram o futuro.

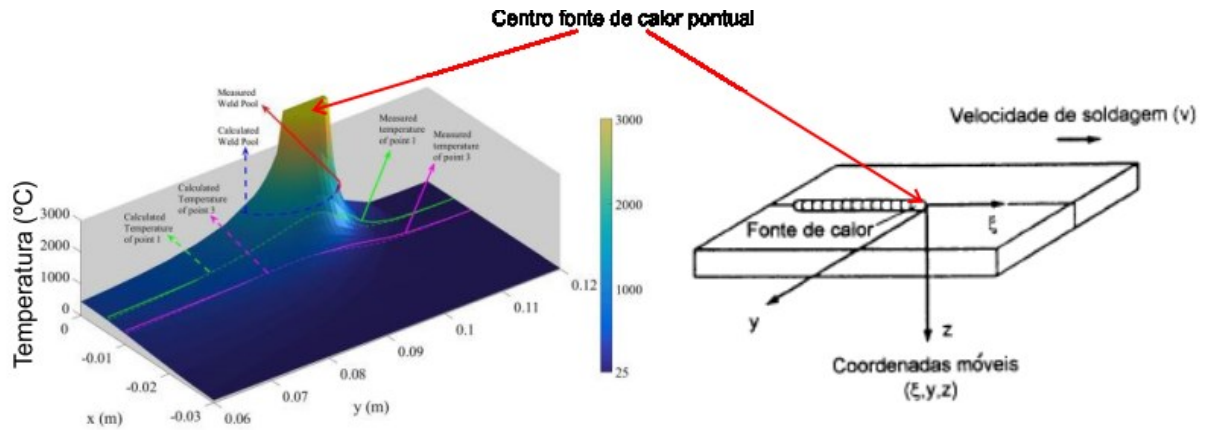


Figura 30. Em a) Distribuição de temperaturas em fonte pontual com tendência ao infinito no centro; b) Esquemático da fonte de calor móvel em coordenadas cartesianas. Adaptado de Naisiri e Ezinger [13] e Ramirez-Londoño [108].

Dentre as principais simplificações tem-se que o modelo resolve problemas no regime estacionário e o calor latente de mudança de fase (sólido-líquido e líquido-sólido) é desprezado. As funções derivadas da solução analítica aproximada da temperatura foram divididas em fluxo bidimensional (2-D) para chapas finas; tridimensional (3-D) para chapas espessas, considerada de espessura infinita; e intermediário (2,5-D) para chapas de espessura média, as quais estão apresentadas entre as Equações 6 e 8.

$$T = T_0 + \frac{P/h}{2\pi k} \exp\left(-\frac{v\xi}{2\alpha}\right) K_0\left(\frac{vr}{2\alpha}\right) \quad (2-D) \quad (6)$$

$$T = T_0 + \frac{P/h}{2\pi k} \exp\left(-\frac{v\xi}{2\alpha}\right) \frac{\exp\left(-\frac{vR}{2\alpha}\right)}{R} \quad (3-D) \quad (7)$$

$$T = T_0 + \frac{P}{2\pi k} \exp\left(-\frac{v\xi}{2\alpha}\right) \left[\sum_{-\infty}^{+\infty} \frac{\exp\left(-R_i \frac{v}{2\alpha}\right)}{R_i} \right] \quad (2,5-D) \quad (8)$$

Onde na forma 2-D, T_0 é a temperatura inicial da peça; P é a potência do arco; h é a espessura da chapa; k é a condutividade térmica; α é a difusividade; v é a velocidade de soldagem; ξ ($x_0 + v \cdot t$) é a coordenada móvel na direção da soldagem e x_0 é a origem; $r = (\xi^2 + y^2)^{1/2}$ é a distância de um ponto até o centro da fonte de calor; e K_0 é a função de Bessel modificada

de segundo tipo e ordem zero. Em 3-D, $R = (\xi^2 + y^2 + z^2)^{1/2}$ significa a distância da coordenada de interesse até centro da fonte de calor. Em 2,5-D, $R_i = (\xi^2 + y^2 + (z - 2di)^2)^{1/2}$ é a distância do ponto até o centro da fonte; e di a espessura da chapa.

A equação analítica para chapas de média espessura é conhecida na literatura como método das imagens e funciona pela fusão de diversas fontes de calor pontuais que somadas geram uma distribuição. A partir dessas equações, outros autores propuseram melhorias no modelo de forma a representar melhor a transferência de calor da soldagem. Podem ser citados como exemplos o trabalho de Ramirez-Londoño [109] que utilizou o modelo derivado do analítico, adaptado para previsão da temperatura em soldagem TIG de aços inoxidáveis duplex, além de Grong [103] que desenvolveu método baseado em fontes distribuídas, que somadas dão o aporte térmico total da fonte de calor e conseqüentemente a distribuição de temperaturas na peça. Não é objetivo dessa revisão fazer um apanhado detalhado do método das soluções analíticas existentes, pois outros autores que utilizaram e desenvolveram a técnica já o fizeram, casos dos autores supracitados⁵. O importante aqui é que seja compreendida a existência de diferentes formas de se prever a distribuição de temperatura na peça e o ciclo térmico devido a um dado aporte de calor proveniente da soldagem.

Conforme mostram Goldak e Akhlaghi [107], com o avanço tecnológico dos *hardwares* de computador, os métodos numéricos ganharam espaço por possibilitar resultados mais dinâmicos e resolver problemas grandes e complexos. Conseqüentemente, perfis de fontes de calor mais elaboradas para representar a soldagem foram criadas. Nos métodos numéricos o grande avanço trata-se da possibilidade em se considerar o problema como um modelo não-linear, no qual as propriedades e condições de contorno do sistema podem variar com a temperatura e demais variáveis. Nesse ponto, fontes de calor de distribuição do tipo volumétrica foram criadas e resultados mais fiéis foram obtidos por levar em conta a geometria assimétrica da poça e efeitos de penetração do arco.

Pavelic et al. [110] propôs o primeiro modelo de fonte de calor distribuída para o fluxo térmico, a qual é baseada em uma distribuição Gaussiana onde uma maior densidade de energia ocorre no centro, conforme a Figura 31. Os parâmetros geométricos da curva são baseados no raio (r) e em resultados experimentais de soldagem como o tamanho da zona fundida (ZF). Conforme mostra a Equação 9, que descreve a distribuição Gaussiana na superfície, não há um

⁵ Os trabalhos de Ramirez-Londoño [109] e Grong [103] mostram detalhadamente o método analítico e outras abordagens derivadas dos originais, sendo ótimas fontes bibliográficas para o leitor que tiver interesse.

parâmetro que considere o efeito de penetração da ZF na peça, além de que a fonte possui uma distribuição axissimétrica, sendo o comprimento frontal igual ao traseiro e igual ao raio (r).

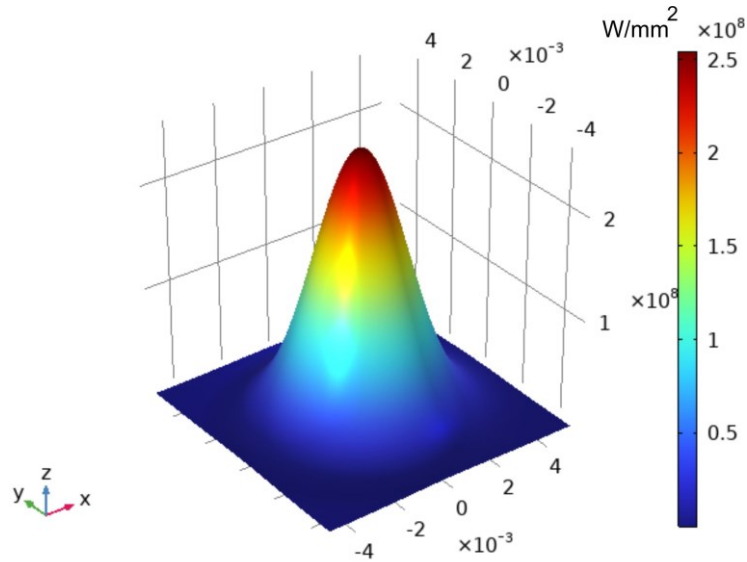


Figura 31. Distribuição Gaussiana de potência utilizada no modelamento de fontes de calor. A imagem mostra 4000 W distribuídos em um raio de 10 mm. Fonte: O próprio autor.

$$q'(x, y) = \frac{\eta P}{2\pi r^2} \exp\left(-\left(\frac{c(x^2 + y^2)}{2r^2}\right)\right) \quad (9)$$

Onde, η é o rendimento térmico; P é a potência; r é o raio; e C é apontado por Pavelic et al. [110] como um coeficiente de distribuição que altera a largura da fonte. Fontes mais concentradas possuem um r pequeno e um C grande.

A partir desse modelo outros formatos de fontes também são apresentados na literatura, sendo todos com base na distribuição normal. Para suprir as limitações existentes em modelos de fontes criadas anteriormente, como a falta de um parâmetro que considere a penetração do arco e da solda, além da geometria variável da poça, Goldak e Akhlaghi [107] criaram o modelo conhecido como duplo-elipsoide, que consiste em uma fonte de calor volumétrica baseada na distribuição Gaussiana com três semieixos (a , b e c) paralelos aos eixos cartesianos (x , y e z). O resultado foi uma geometria como a da Figura 32a e uma distribuição da potência em x e y descentralizada, diferente da Gaussiana, como a Figura 32b. A fonte é composta por parâmetros geométricos de entrada baseados na poça fundida real. A distribuição da potência é descrita por duas funções, divididas em fração frontal (ff) e fração traseira (fr) baseadas nos comprimentos frontal (cf) e traseiro (cr), dadas pelas Equações 10 e 11.

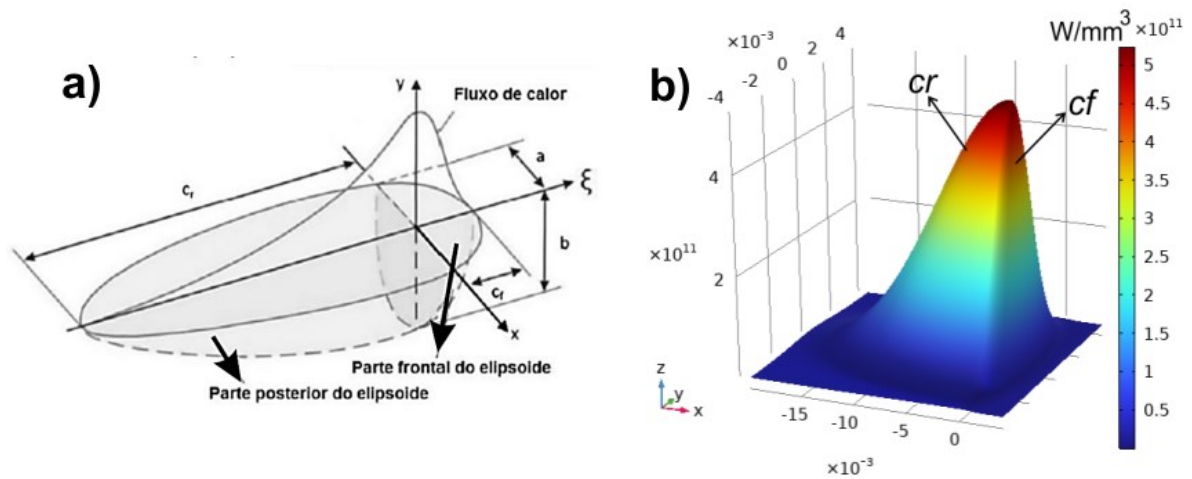


Figura 32. Em a) Clássico esquemático da distribuição duplo-elipsoide. Adaptado de Goldak et al [12]; b) Exemplo da distribuição do fluxo de calor de uma fonte duplo-elipsoide. Fonte: O próprio autor.

$$q(x, y, z, t) = \frac{6\sqrt{3}f_r Q}{abc_f \pi \sqrt{\pi}} \exp\left(-\frac{3x^2}{a^2}\right) \exp\left(-\frac{3y^2}{b^2}\right) \exp\left(-\frac{3[z + v(\tau - t)]^2}{c_f^2}\right) \quad (10)$$

$$q(x, y, z, t) = \frac{6\sqrt{3}f_r Q}{abc_r \pi \sqrt{\pi}} \exp\left(-\frac{3x^2}{a^2}\right) \exp\left(-\frac{3y^2}{b^2}\right) \exp\left(-\frac{3[z + v(\tau - t)]^2}{c_r^2}\right) \quad (11)$$

Onde, $f_r + f_f = 2$; v é a velocidade de soldagem; τ é um fator de atraso para definir a fonte no instante $t=0$; Q trata-se da potência entregue para a peça calculada pelo produto da corrente (I), da tensão (V) e do fator de rendimento térmico (η).

Ainda que o desenvolvimento do duplo-elipsoide tenha revolucionado a simulação com fontes volumétricas, nem sempre o perfil de penetração de uma solda possui o formato de uma elipse. De acordo com Goldak e Akhlaghi [107], caso a ZF não possua a geometria de uma elipsoide, como na comparação com o "finger shape" da Figura 33, os autores sugerem a busca por outros perfis e a possível composição de duplos-elipsoides para representar mais fielmente a geometria real. De acordo com os autores, os parâmetros da elipsoide podem ser obtidos a partir de uma macrografia de uma solda real, seguido de uma calibração do modelo durante a computação por meio de algumas iterações até se obter o ajuste ideal e o erro aceitável das dimensões da ZF. Para exemplificar outro perfil de fonte composta, a Figura 34 mostra três perspectivas de uma fonte com perfil complexo para utilização em juntas de filete com ZF assimétrica, a qual consiste em uma combinação de duplos-elipsoides como a que será utilizada nesse trabalho.

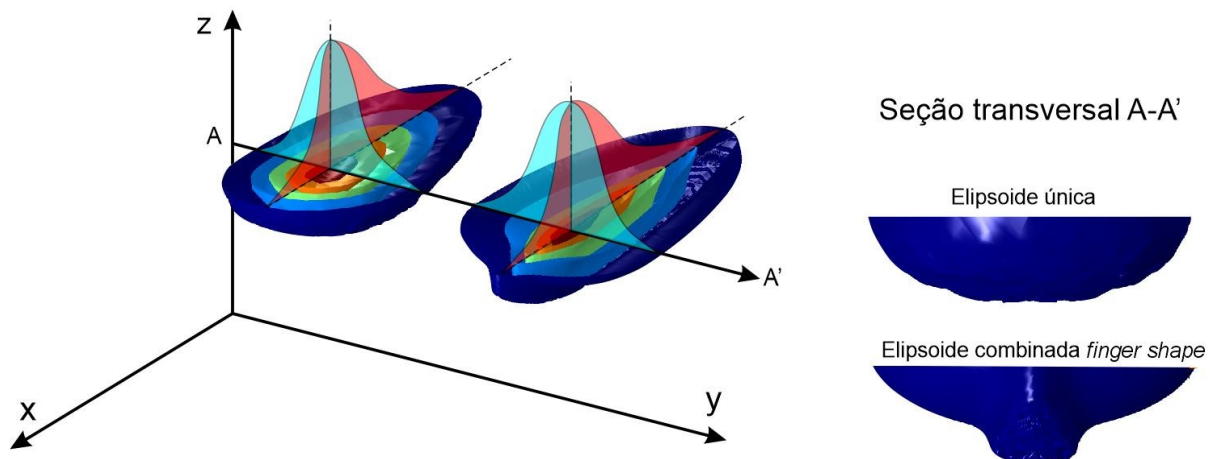


Figura 33. Comparação das fontes de calor de Goldak com duplo-elipsoide único e elipsoides combinados para soldagem com geometria de fusão mais complexa (*finger shape*). Fonte: O próprio autor.

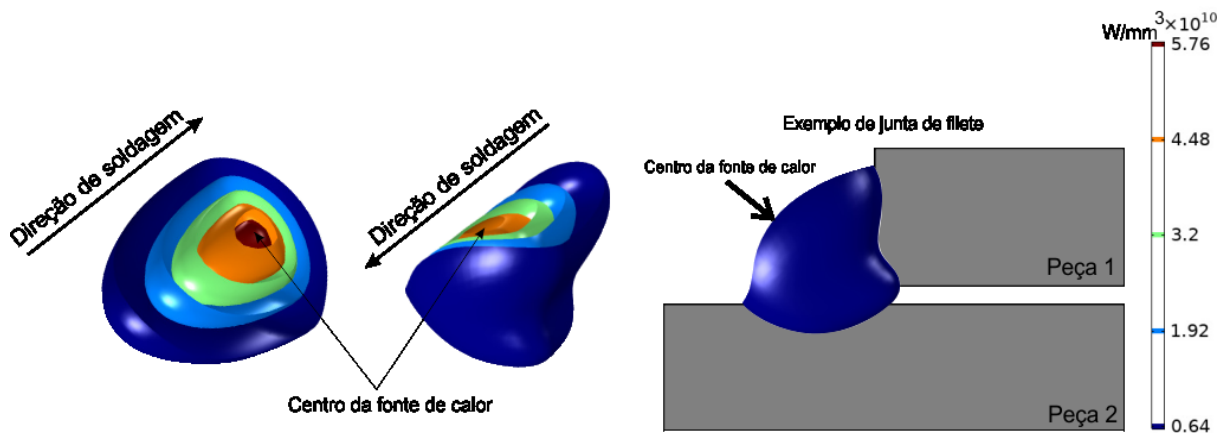


Figura 34. Distribuição de densidade de calor em vistas isométricas e vista frontal para fonte de calor com perfil complexo, composta por duplos-elipsoides para aplicação em juntas de filete. Fonte: O próprio autor.

Especificamente para a soldagem em operação a literatura mostra algumas tentativas de se prever efeitos do aporte de calor sobre a temperatura na peça utilizando a modelagem direta da fonte de calor [111-113]. Huang et al. [15] criaram um modelo para simular a distribuição de temperaturas gerada pelo aporte térmico da soldagem em MEF. O trabalho dos autores foi voltado para a soldagem de dupla-calha em tubulação condutora de gás metano. A Figura 35a mostra um esquemático da problemática dos autores (a qual é similar à desta tese) e na Figura 35b o modelo em CAD. Uma crítica que se faz ao trabalho dos autores é o fato de que o modelo criado em CAD não representa a geometria real da calha, pois a solda circunferencial de selamento da mesma consiste em uma junta de filete e não uma deposição direta de solda. Mesmo assim, segundo os autores, comparando-se o ciclo térmico simulado

com o real - medido por termopares – o erro foi relativamente baixo, por volta de 9%, embora em gráfico do ciclo térmico o erro se aproxima de 13% na temperatura de pico, conforme a Figura 35c.

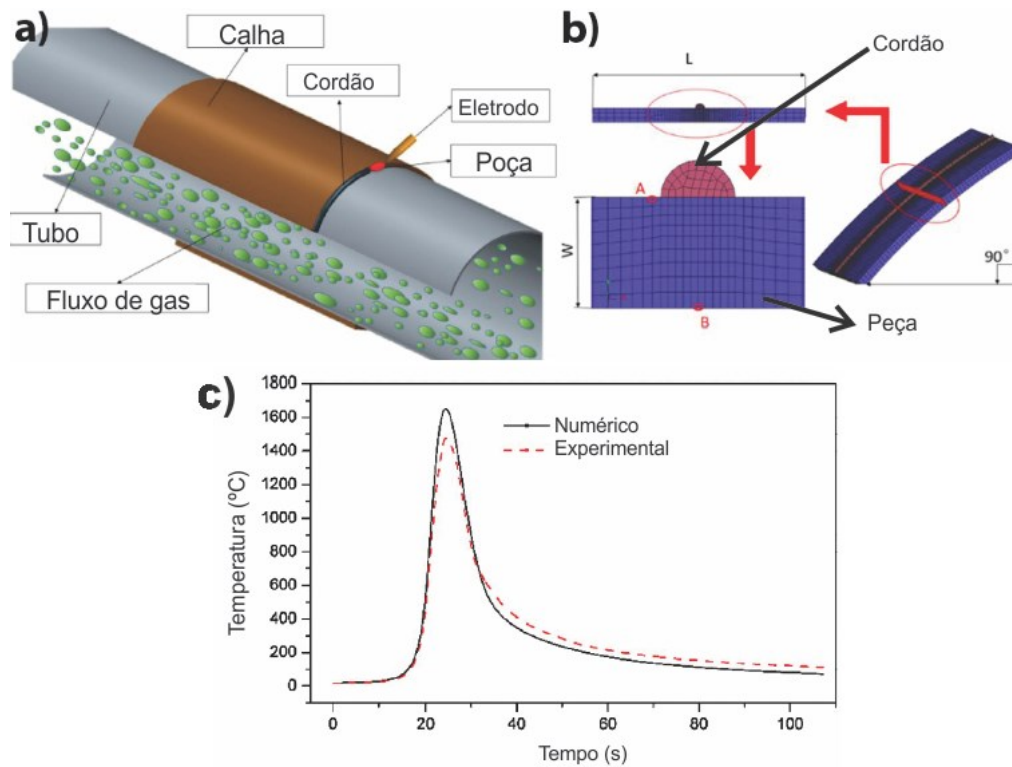


Figura 35. Análise em MEF voltada para soldagem em operação. Em a) Esquema da soldagem de dupla-calha em pipeline de gás; b) Modelo de deposição de solda em MEF, simplificado para soldagem circunferencial sobre tubo; c) Comparação de ciclo térmico simulado *versus* termopar. Adaptado de Huang et al. [15].

A Figura 36a mostra a seção transversal de um modelo em MEF utilizado por Guest et al. [6] para simular a soldagem multipasses de dupla-calha em tubulação de API 5L X52. O objetivo foi avaliar o efeito do aporte térmico, da montagem e do nível de restrição da calha sobre a formação de TIH. Uma soldagem de filete experimental foi realizada em um corpo de prova simplificado para comparação com a simulação, conforme a Figura 36b. Para correlacionar a situação enfrentada em campo com os ensaios em laboratório, os autores buscaram obter a mesma severidade térmica por meio do *coeficiente global de transferência de calor por convecção* (h) na parede interna. Esse coeficiente foi determinado por meio de comparação/calibração do $\Delta t_{2,5-1}$ pelo método *Heat Sink* do EWI [3] obtido experimentalmente *versus* o $\Delta t_{2,5-1}$ simulado. Um coeficiente de $3000 \text{ W/m}^2\text{K}$ foi encontrado pelos autores para água em uma vazão de 150 l/min mantida a $18 \text{ }^\circ\text{C}$. Para finalizar a análise,

os autores plotaram a taxa de resfriamento simulada para diferentes aportes térmicos sobre o diagrama CCT (TRC) do API X52, conforme a Figura 36c.

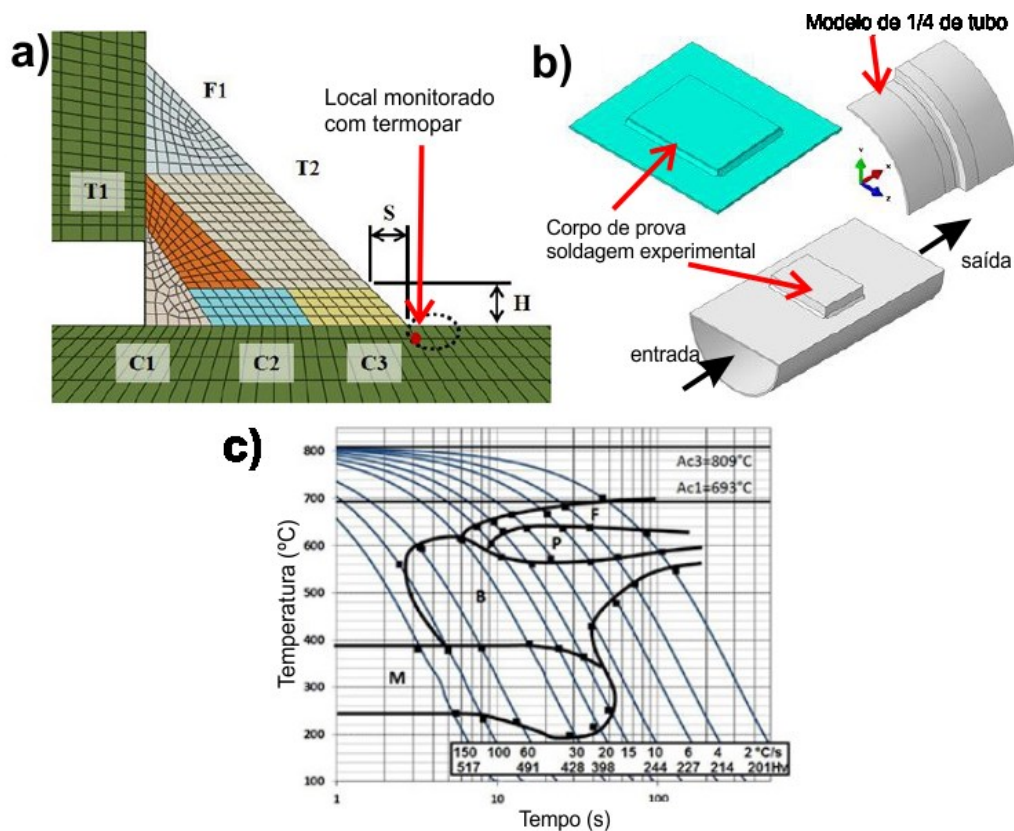


Figura 36. Modelagem de soldagem *in-service*. Em a) Modelo em ABAQUS de solda de filete multipasses com malha; b) Modelo em CAD simplificado para ensaios simulando soldagem em operação; c) Taxa de resfriamento simulada e diagrama TRC. Adaptado de Guest et al. [6].

Wang et al [113] simularam a distribuição de temperaturas em soldagem multipasses com Eletrodo Revestido, fazendo uma comparação da taxa de resfriamento obtida com tubulação de água e de gás metano (CH_4). Os autores obtiveram boa concordância do tamanho da ZF real com a experimental (Figura 37a). Para a simulação, os autores utilizaram uma fonte duplo-elipsoide ajustada em função da ZF, a qual se aproxima muito do perfil de duplo-elipsoide único. Os autores utilizaram um *software* comercial específico para simulação de soldagem (SYSWELD). As condições modeladas pelos autores mostraram que CH_4 em uma pressão de 4 MPa (40 bar) com uma velocidade de 20 m/s pode apresentar coeficiente h mais elevado e conseqüentemente taxas de resfriamento mais rápidas que água, gerando possivelmente estruturas mais frágeis (Figura 37b).

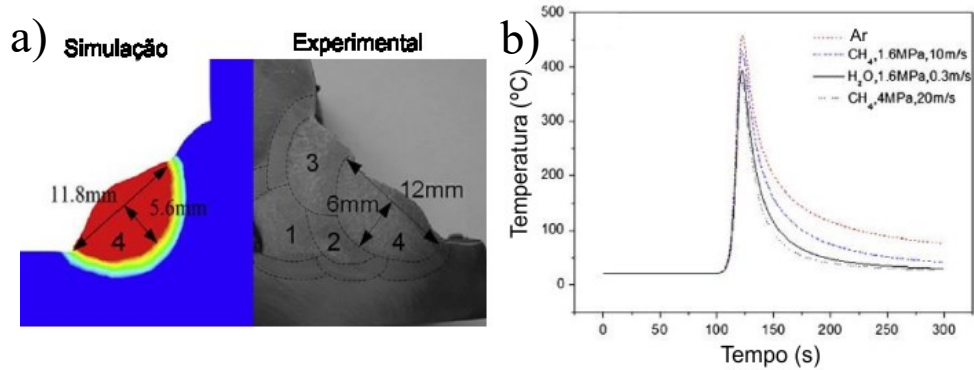


Figura 37. Simulação de soldagem multipasses com Eletrodo Revestido. Em a) Comparativo da ZF simulada *versus* experimental; b) Comparativo de diferentes fluidos sobre a taxa de resfriamento da microestrutura. Adaptado de Wang et al. [113].

De fato, a literatura apresenta trabalhos que abordam a simulação de soldagem *in-service*, sendo que todos eles focam na simulação de operações ou qualificações com o processo Eletrodo Revestido, afinal, como mostrado no primeiro tópico da revisão, esse é o processo mais utilizado em reparos. Nesse ponto a simulação pode trazer vantagens, em modelar outros processos ainda não abordados pela literatura. Outro ponto que se identifica é que todos os trabalhos em simulação de soldagem *in-service* não modelam o escoamento dentro do tubo, pois utilizam correlações prontas para estimar o coeficiente h e considerar a maior troca de calor dentro da tubulação. Porém, os ensaios em laboratório e qualificações de procedimentos realizados conforme os esquemas apresentados nas normas API 1104 [10] e Petrobras N-2163 [9] não ocorrem em uma condição de escoamento igual à enfrentada em campo, onde o perfil pode ser considerado plenamente desenvolvido⁶. Portanto, as relações prontas para cálculo do h , utilizadas pelos trabalhos da literatura, não se aplicam em situações de laboratório onde o escoamento não é plenamente desenvolvido. Outro fator importante que não se identifica na literatura é a simulação considerando os efeitos que o pré-aquecimento pode ter sobre a taxa de resfriamento, ou seja, as simulações da literatura falham em não modelar fontes de calor que elevam a temperatura inicial da peça. Em métodos como a indução, utilizada neste trabalho, a complexidade da simulação da fonte de calor pode ser uma das justificativas da sua desconsideração.

⁶ Mais conceitos de escoamento serão discutidos na Seção 4 de resultados e simulação do escoamento desse trabalho.

3 MATERIAIS, EQUIPAMENTOS E MÉTODOS

Esta seção descreve a metodologia do trabalho em função de um fluxograma central criado para melhor ilustrar as etapas, o qual está apresentado na Figura 38. Os equipamentos, *softwares* e periféricos utilizados, além de parâmetros importantes para as etapas de simulação também são descritos nos subtópicos a seguir. No fluxograma foi destacado com fundo vermelho as etapas conduzidas durante o período de estágio de 1 ano junto à *The Ohio State University (OSU)* e ao *Edison Joining Technology Center (EJTC)*.

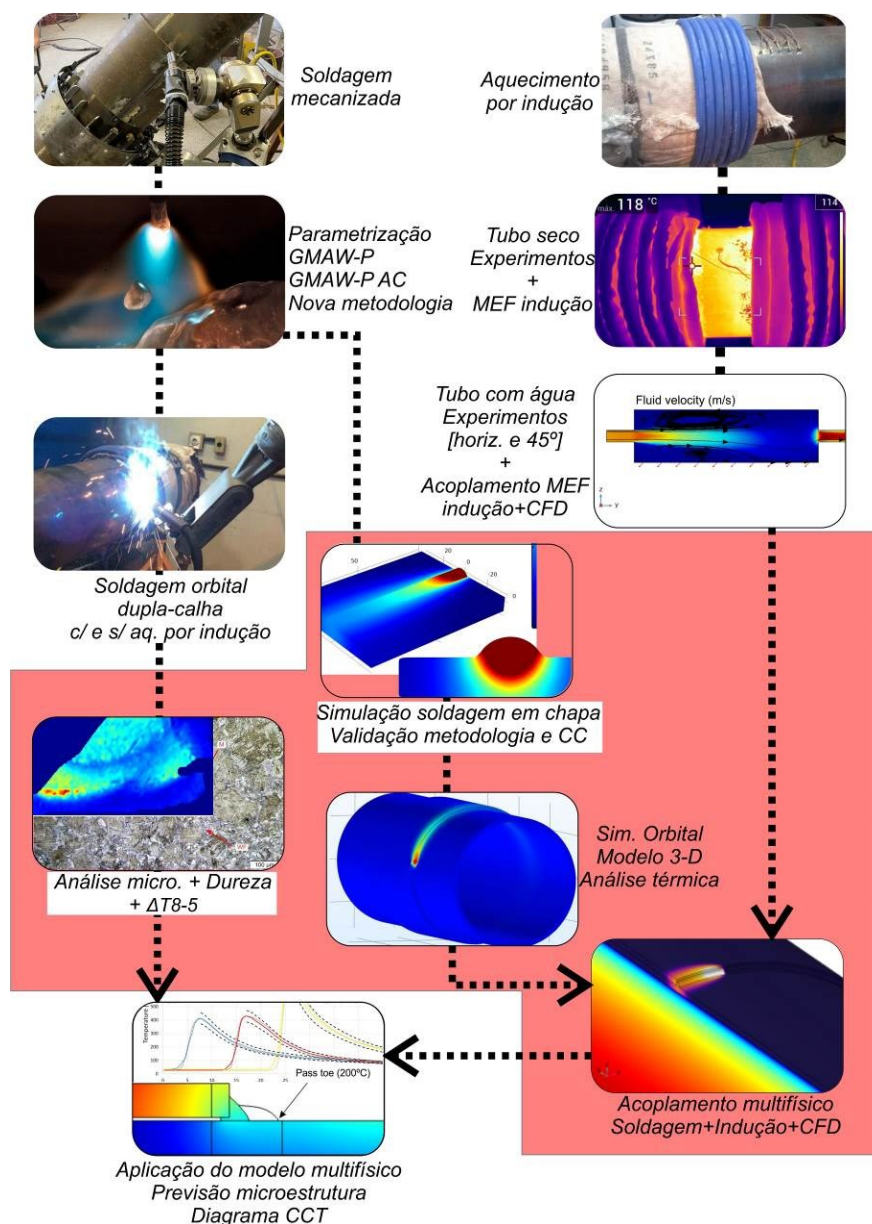


Figura 38. Fluxograma geral mostrando a seqüência das principais etapas do trabalho.

O tempo transcorrido desta tese divide-se em 3 grandes períodos. O primeiro no Brasil, junto ao LABSOLDA, onde ensaios experimentais com soldagem e bancada simulando a aplicação de reparo em operação foram realizados. Um segundo momento nos EUA junto ao EJTC, onde análises metalúrgicas das amostras soldadas no Brasil foram realizadas, bem como a modelagem em MEF dos processos de soldagem desenvolvidos na primeira fase. Por fim, uma terceira etapa que foi o retorno ao Brasil, no qual novos ensaios de soldagem foram realizados aplicando o *background* adquirido no tempo junto à OSU.

3.1 Materiais e equipamentos

3.1.1 Material de base e de adição

Como material de base para simular uma condição de soldagem em operação foram utilizados tubos de aço carbono API 5L Grade B do tipo PSL1⁷, com 298.5 mm (11,75”) de diâmetro externo e 9.5 mm (3/8”) de espessura. A composição química do material medida por espectrometria encontra-se na Tabela 3. Dos mesmos tubos foram fabricadas as calhas para simular reparo por dupla-calha tipo B, conforme será mostrado na Seção 3.2. O material de adição para soldagem com o processo GMAW foi o arame maciço ER 70S-6 cuja composição química medida por espectrometria está também mostrada na Tabela 3. Ambos os materiais apresentaram CE próximo de 0.40 indicando boa soldabilidade, embora pela %C ser maior no tubo a presença de maior dureza é esperada.

Tabela 3. Composição química tubo API 5L Grade B e arame ER 70S-6 medidos por espectrometria.

Material	C	Mn	Si	P	S	Cr	Ni	Fe	CE _{IW}
API 5L Grade B	0.23	0.92	0.05	0.02	0.01	0.02	0.01	Balanço	0.39
ER 70S-6	0.09	1.14	0.64	0.01	0.01	0.02	0.06	Balanço	0.40

A Figura 39 mostra uma análise da microestrutura do tubo formada por grãos de ferrita com pequenas colônias de perlita (região escura). Essas duas fases são esperadas em tubos dessa composição, conforme mostram trabalhos na literatura [114,115]. Uma medição do tamanho médio de grão foi realizada utilizando o método das retas, de acordo com a norma ASTM

⁷ Product Specification Level 1- Indica o grau de controle utilizado na fabricação do componente. Nível 1, por exemplo, indica a aceitação de uma faixa mais larga de composição química e especificações do tubo.

E112 [116]. O diâmetro médio foi de 21 μm , o qual foi utilizado posteriormente como condição de contorno na simulação das curvas CCT (TRC) por meio do *software* JMatPro.

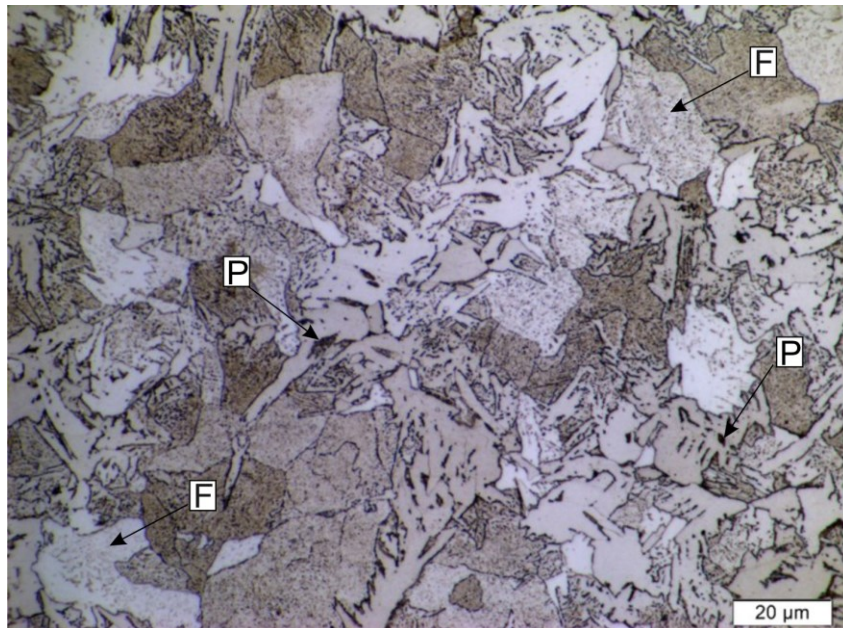


Figura 39. Microestrutura do material de base formada majoritariamente por ferrita com pequenas zonas de perlita. Ataque Nital 2%. Aumento de 500 X.

O material de base exposto ao pré-aquecimento, no caso deste trabalho especificamente a indução, pode sofrer recristalização em altas temperaturas. Conforme mostram Zhou et al. [117], caso haja recristalização ocorrerá uma redução do limite de escoamento do material devido à mudança da microestrutura original. De acordo com os autores, o nível de recristalização é função da temperatura e da quantidade de trabalho à frio que o material sofreu durante seu processo de fabricação. Quanto mais trabalho a frio, menor a temperatura para a recristalização ocorrer. Por conseguinte, um teste foi realizado em amostras do tubo para verificar possíveis efeitos da elevação da temperatura e do tempo de pré-aquecimento sobre a redução do limite de escoamento. Para tal, utilizou-se um microindentador instrumentado da Frontics modelo AIS3000 disponível no EJTC mostrado na Figura 40. Esse equipamento mede simultaneamente a penetração do indentador na peça e o carregamento aplicado, gerando uma curva como a mostrada na Figura 40, transformando-a em dados de limite de tração e de escoamento do material.

Três amostras do material de base foram aquecidas em forno do tipo mufla por cerca de 2 h para simular um pré-aquecimento contínuo por um período que possibilitaria um reparo em operação.

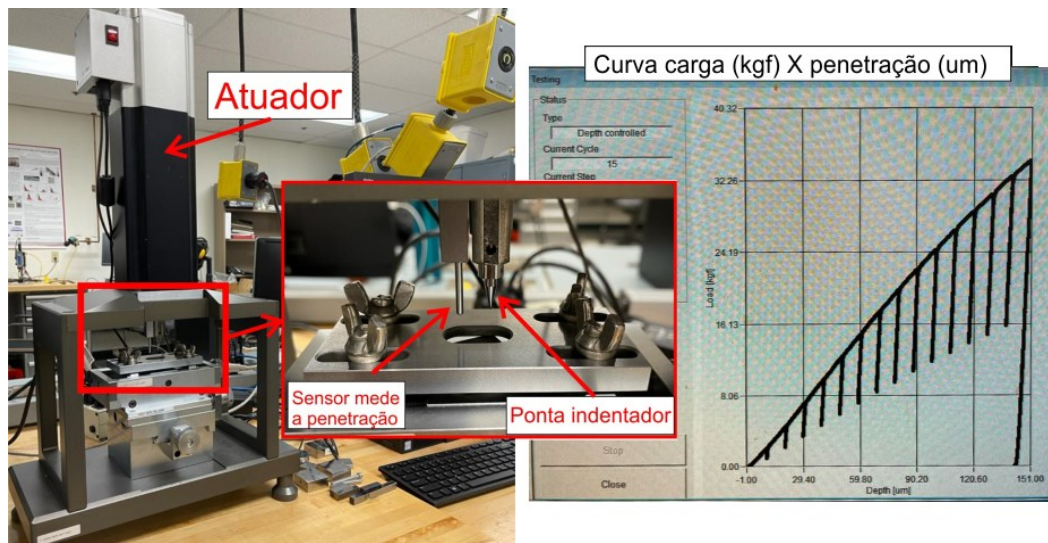


Figura 40. Microindentedor instrumentado no EJTC/OSU utilizado para medições do limite de escoamento das amostras do tubo aquecidas por 2 h.

A Tabela 4 mostra os resultados das medições do limite de escoamento e limite de tração em função da temperatura que o material foi exposto. O aquecimento pelo tempo de 2 h até 600 °C não resultou em um efeito significativo na resistência do material. O diagrama binário de fases (Fe-C) da Figura 41, calculado no *software* Thermo-Calc para a composição química da Tabela 3, mostra que pode haver a formação de alguns precipitados (carbonetos) em temperaturas mais baixas, mas nenhuma nova fase é formada até a austenitização (A1) que ocorre em aproximadamente 718 °C e, portanto, nenhuma mudança abrupta (alta cinética de formação) da microestrutura ocorre. Porém, conforme também mostra a literatura, a cinética de recristalização aumenta exponencialmente e próximo à temperatura de austenitização pode ocorrer rapidamente e um cuidado deve ser tomado para que a estrutura original do material de base seja mantida [118]. Portanto, o valor de pré-aquecimento por indução máximo utilizado nesse trabalho foi de 400 °C. O tempo máximo de aquecimento por indução utilizado foi de 1 h e em ensaios de soldagem esse tempo foi menor, na faixa dos 10-15 minutos.

Tabela 4. Resultados de medição do limite de escoamento e resistência à tração do API 5L Grade B exposto a diferentes temperaturas.

Sem aquecimento		400 °C		500 °C		600 °C	
YS* (MPa)	UTS** (MPa)	YS (MPa)	UTS (MPa)	YS (MPa)	UTS (MPa)	YS (MPa)	UTS (MPa)
267±30	410±40	260±20	437±25	283±30	435±20	275±23	420±26

*Limite de escoamento

** Limite de tração

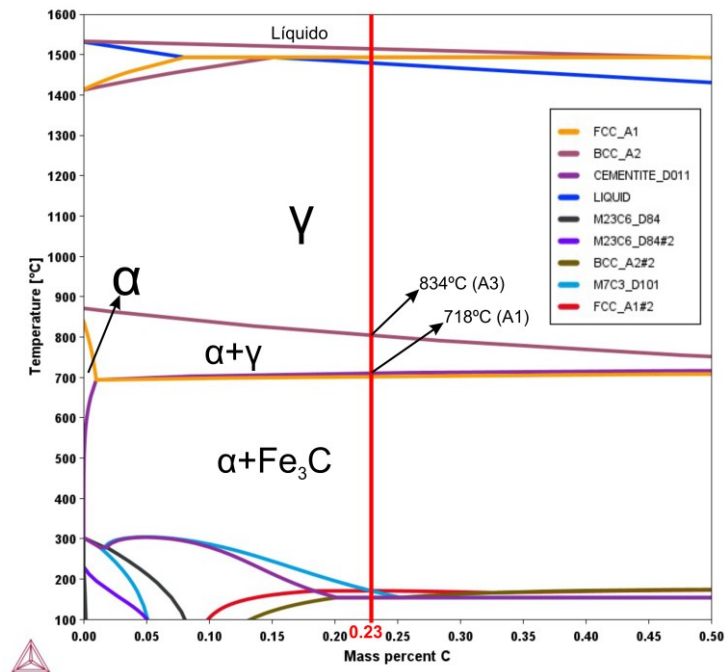


Figura 41. Diagrama binário Fe-C mostrando as temperaturas de transformação e fases estáveis para a composição química do API 5L Grade B.

3.1.2 Equipamentos e periféricos utilizados nos ensaios

Para os ensaios de soldagem destinados à parametrização do processo de forma mecanizada utilizou-se um robô antropomórfico RES 7 da fabricante EngeMOVI. Esse robô consiste em um braço articulado de 6 graus de liberdade que se move sobre um trilho acoplado ao tubo, conforme a Figura 42a. A soldagem foi realizada com uma fonte multiprocessos Digiplus A7 da fabricante IMC Soldagem com capacidade máxima de 600 A (Figura 42b) e dupla saída com polaridade alternada. Os sinais elétricos de corrente, tensão e demais dados do processo, como ciclos térmicos, foram adquiridos com o Sistema de Aquisição Portátil (SAP) também da IMC Soldagem, mostrado na Figura 43. Duas versões do SAP foram usadas nesse trabalho, uma específica para medição de temperaturas com um total de dez canais para termopares, um de corrente e um de tensão. E outra com dois canais de corrente, tensão, velocidade de arame e vazão de gás, porém sem medição de temperaturas. A taxa de amostragem de dados dos sistemas foi de 5 kHz.

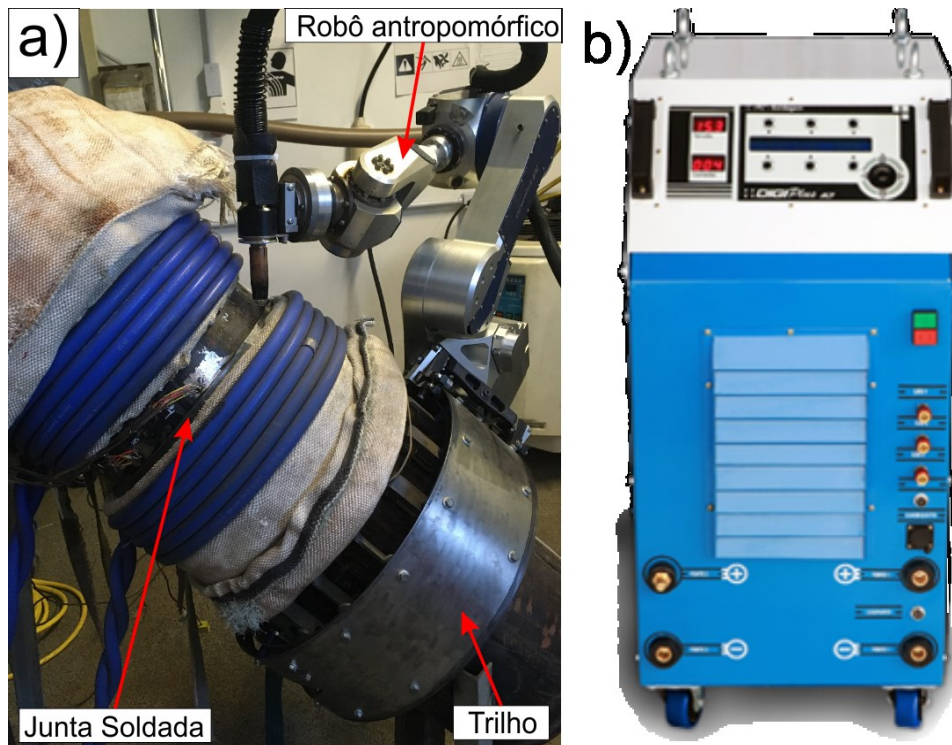


Figura 42. Equipamentos para soldagem. Em a) Bancada para soldagem em operação com robô antropomórfico de 6 eixos em trilho; b) Fonte de soldagem Digipius A7.

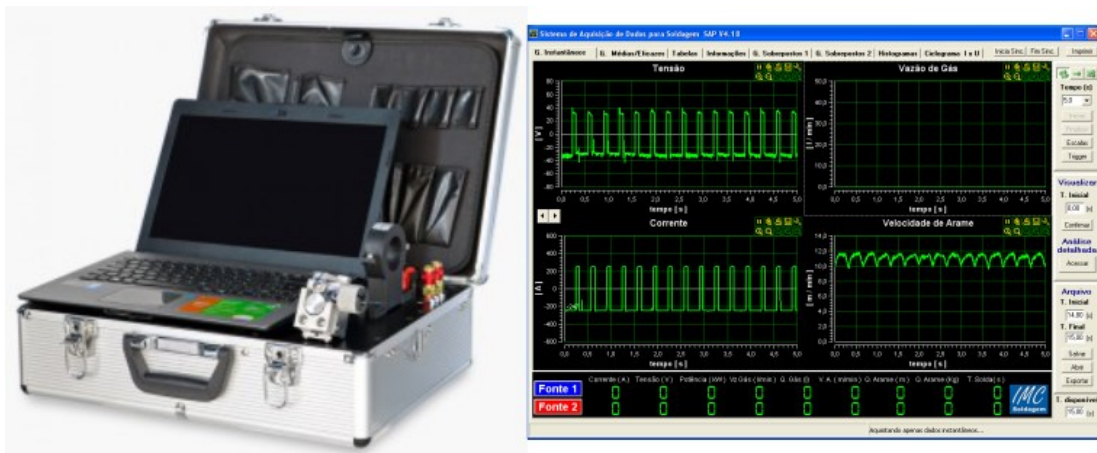


Figura 43. Sistema de aquisição portátil de dados elétricos e temperatura.

Para um estudo científico dos fenômenos envolvendo a transferência metálica e taxa de fusão das variantes GMAW-P DC e GMAW-P AC utilizou-se a técnica de filmagem em alta velocidade com as câmeras IDT modelo Y4-S2 e Photron modelo Nova S9 da Figura 44a e Figura 44b, cujos dados técnicos estão apresentados na Tabela 5. Quando foi necessário filtrar a luz do arco, para uma análise com foco na transferência de gotas, foi utilizada a iluminação com fonte laser pulsada de diodo com potência 500 W da fabricante Cavitar, modelo Cavilux HF mostrada na Figura 44c.

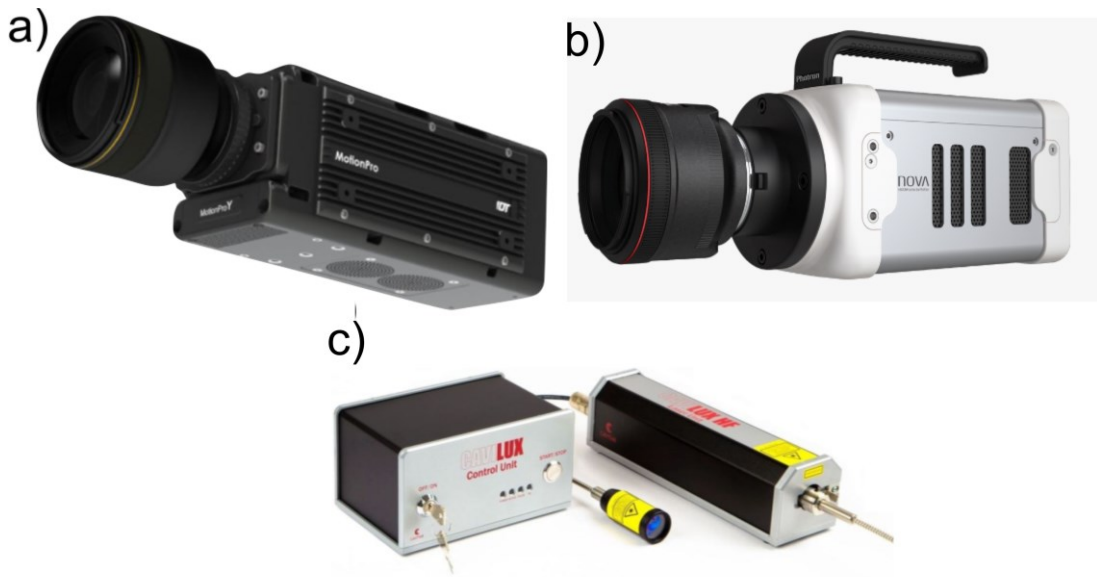


Figura 44. Em a) Câmera de alta velocidade IDT Y4-S2. Adaptado de IDT [119]. b) Câmera de alta velocidade Photron Nova S9. Adaptado de Photron [120]; c) Conjunto de fonte laser para iluminação utilizado para ofuscar o arco na filmagem em alta velocidade. Adaptado de Cavitar [121].

Tabela 5. Especificações técnicas da câmera IDT Y4-S2 [119].

Parâmetros	IDT Y4-S2	Photron Nova S9
Máx. fps com máx. Resolução	4.500 fps e 1024x1024	9000 fps e 1024x1024
Nº máx. de quadros/segundo	108.000 fps	200.000 fps
Tempo de exposição mínimo	1 μ s	0.2 μ s até 1 ms
Faixa de temp. operacional	-40 °C a +50 °C	---
Memória	64 GB	16 GB
Sensor	CMOS	CMOS
Tamanho da imagem	1 Megapixel	---
Comunicação	USB 2.0	USB 2.0

Para o aquecimento por indução foi utilizada em grande parte desta tese a fonte Miller *ProHeat* 35 kW acompanhada com um sistema de aquisição de temperatura Eurotherm Series 6100 de 6 canais com frequência de captura de dados de até 8 Hz. O sistema de aquecimento por indução mostrado na Figura 45 também é composto por periféricos como: cabos flexíveis de cobre com 10 mm de diâmetro recobertos por uma capa polimérica de 20 mm de diâmetro externo pelo qual circula um fluido refrigerante. Uma manta de aramida (kevlar) faz o espaçamento e a proteção térmica da capa polimérica em relação ao tubo quente. A fonte de indução fornece corrente alternada que pode variar da faixa entre 5-30 kHz em função do

tamanho e geometria da bobina. A corrente máxima de saída é 350 A em uma tensão que pode chegar a 700 V.

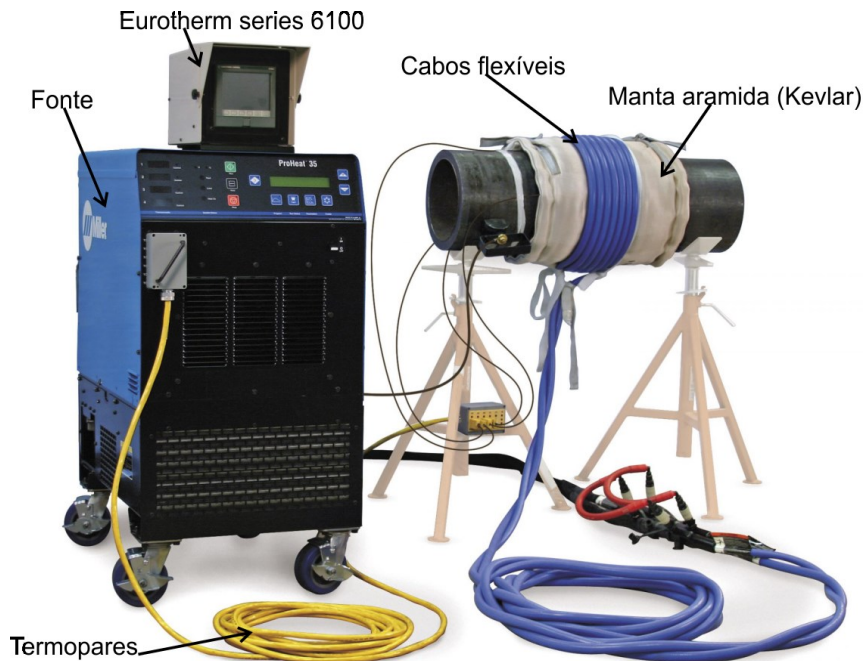


Figura 45. Sistema de aquecimento por indução Miller. Adaptado de Miller [122].

A fonte *Pro Heat* 35 kW possui 4 modos de operação:

- *Modo Pre Heat*: este modo opera pelo aquecimento da peça a uma temperatura pré-definida na máquina, a qual pode ir até 788 °C. Em seguida, a temperatura pré-definida é mantida por um determinado tempo (*soak time*) também informado pelo operador. Nesse modo a potência de saída é liberada no valor máximo de forma a se atingir a temperatura estipulada o mais rápido possível.
- *Modo Bake-out*: funciona de forma similar ao anterior, com a liberação de potência na saída de forma livre para aquecer a peça no menor tempo possível, porém controla o resfriamento em uma taxa definida pelo operador. Modo mais utilizado em tratamentos térmicos de longa duração.
- *Modo PWHT (Post-Weld Heat Treat)*: permite programar as taxas de aquecimento e resfriamento da peça, no qual a potência de saída é dosada pelo próprio sistema, de acordo com o tempo definido pelo operador para que a peça atinja uma determinada temperatura.
- *Modo Custom Program*- este modo possibilita a criação de múltiplas etapas de aquecimento e resfriamento, com patamares distintos programados pelo operador.

O modo utilizado na tese foi o *Pre Heat* visto que a fonte foi programada para atingir certa temperatura e mantê-la por um dado tempo (tempo do reparo por soldagem). A Figura 46

mostra um esquemático da montagem dos cabos e da manta de isolamento sobre o tubo, passando informações das dimensões que foram utilizadas como referência na etapa de criação da geometria para simulação em MEF desse trabalho.

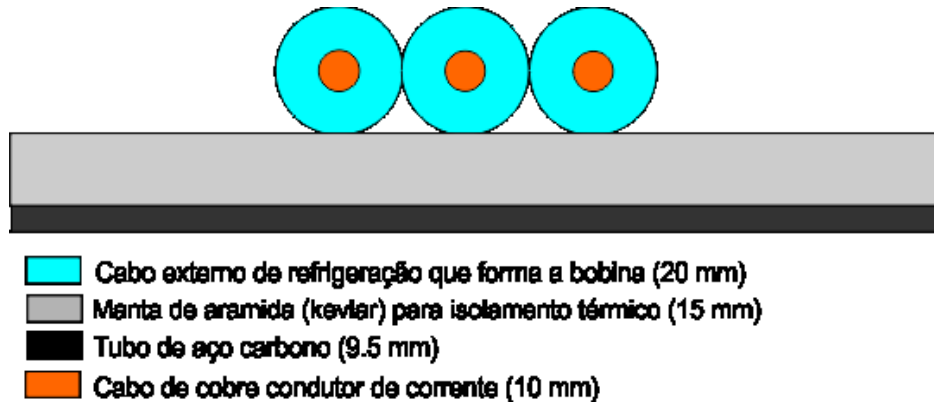


Figura 46. Esquemático da montagem da bobina de aquecimento por indução e do isolamento de aramida sobre a parede externa do tubo, com dimensões de cada componente.

Um sistema com recirculação de água foi montado no LABSOLDA para simular uma soldagem de reparo com alta taxa de resfriamento. Para tal, foi utilizada uma bomba de 1 cv com capacidade de vazão máxima de 500 l/min com sua rotação controlada por meio de um inversor de frequência. Para medição da vazão do circuito foi instalado um rotâmetro de acrílico com escala graduada de 50 l/min até 500 l/min. Um reservatório de 500 litros foi instalado no sistema e um *chiller* com capacidade de 10 kW foi utilizado para manutenção da temperatura da água do reservatório entre 20 °C e 30 °C. A Figura 47 mostra os periféricos utilizados na bancada com água. Uma visão geral do circuito de água será mostrada na seção 3.2.

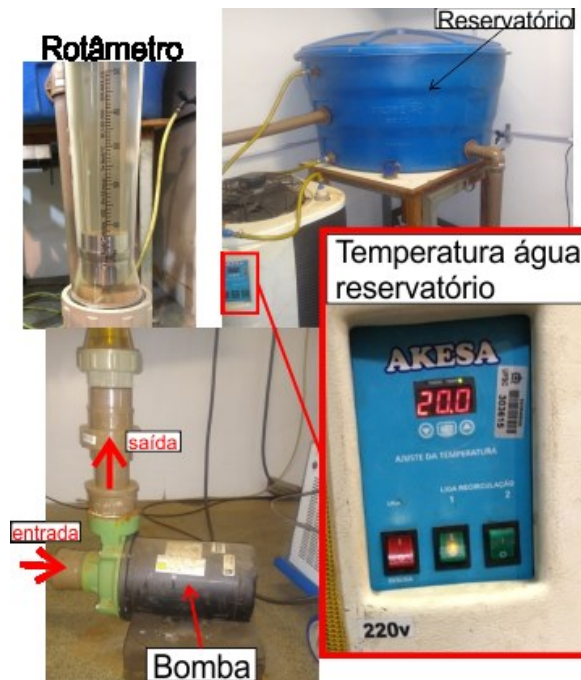


Figura 47. Periféricos do circuito fechado com água para simular condição de soldagem em operação.

Para aquisição das temperaturas e ciclos térmicos, tanto usando o SAP, quanto o Eurotherm, foram utilizados termopares do tipo K de 1 mm de diâmetro e temperatura máxima de medição de 1370 °C. Para a medição de um campo ampliado da distribuição de temperaturas durante a soldagem e do aquecimento por indução foram utilizadas câmeras termográficas da fabricante Flir modelos SC7200 e T1030sc mostrados na Figura 48. O primeiro possui a vantagem de abranger uma faixa de temperaturas até 3000 °C e possibilitar a filmagem direta do arco elétrico pelo seu tipo de sensor. O segundo modelo, apesar de não possibilitar a filmagem direta do arco possui a vantagem de portabilidade e maior resolução de imagem. As especificações técnicas das câmeras estão apresentadas na Tabela 6.

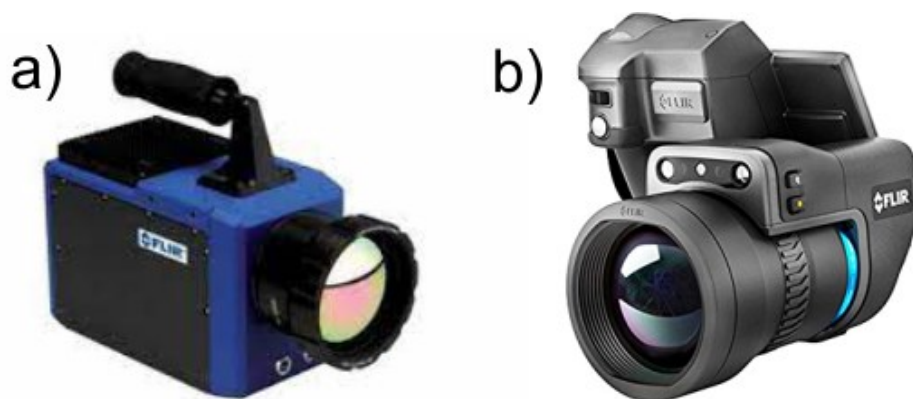


Figura 48. Câmeras termográficas modelos SC7200 e T1030sc. Adaptado de Flir [123].

Tabela 6. Especificações técnicas câmeras termográficas.

Parâmetros	FLIR SC7200	FLIR T1030sc
Distância focal	50 mm	Até 21,2 mm
Tolerância de medição	+/- 1 °C	+/- 2°C
Faixa de temp. operacional	-20 °C a +55 °C	-1 °C a +50°C
Faixa de temp. medição	5 °C a 300 °C	-40 °C a 150 °C
	300 °C a 1500 °C	100 °C a 650 °C
	1500 °C a 3000°C	300 °C a 2000°C
Frequência de Aquisição	Até 175 Hz	Até 240 Hz
Número de pixels	320 x 256 pixels	1024 x 768 pixels
Material do detector	InSb	Microbolômetro não-resfriado

A etapa de simulação em MEF desse trabalho envolveu o desenvolvimento de modelos multifísicos acoplando as equações que regem os fenômenos térmicos por meio do balanço de energia, dos fenômenos magnéticos pelas equações de Maxwell, e do escoamento pelas equações de Navier-Stokes e quantidade de movimento (*momentum*). O *software* escolhido foi o COMSOL Multiphysics, o qual possui uma interface amigável no que tange à simulação de diversos fenômenos de modo simultâneo. Para implementar as análises computacionais foi utilizado um computador com microprocessador AMD Ryzen 7 3800X de 8 núcleos e 16 *threads*, operando com frequência de *clock* de 3.9 GHz, uma memória RAM de 64 Gb DDR4 de 2666 MHz e um SSD Adata de 1 TB de capacidade de armazenamento com velocidade de leitura de 520MB/s e gravação de 450MB/s.

Grande parte da análise metalúrgica dessa tese foi realizada durante o período de estágio nos EUA. Portanto, os equipamentos utilizados encontram-se disponíveis nas dependências da OSU. A Figura 49a mostra um microscópio Leco modelo Olympus GX50 Inverted com lentes para ampliação de 1.25X até 1000X utilizado nas caracterizações microestruturais. Outro equipamento utilizado na caracterização das juntas soldadas foi um microdurômetro automático para realização de mapas da marca Leco modelo LM 100AT, com capacidade de carga de 1 g até 2 kg, mostrado na Figura 49b. Para realização das microdurezas foi utilizada uma carga de 200 g com espaçamento de 150 µm entre indentações, de acordo com a norma ASTM E384 [124]. A Figura 49c mostra um exemplo de mapa gerado pelo ensaio com cerca de 2000 indentações, o qual ainda foi tratado em rotina programada no *software* Matlab

para melhorar a resolução. Na Figura 49d está mostrado o espectrômetro de bancada da fabricante Spectro modelo SpectroMaxx, utilizado nas medições de composição química.

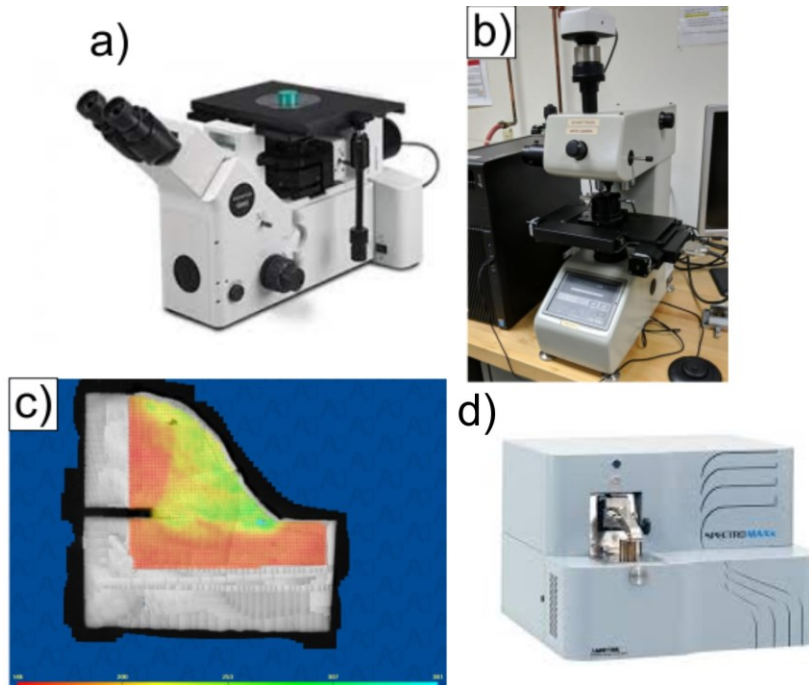


Figura 49. Em a) Microscópio utilizado para análises de microscopia óptica. Adaptado de Leco [125]; b) Microdurômetro automático para mapas; c) Imagem gerada após a conclusão do mapa de durezas; d) Espectrômetro de bancada.

3.2 Fluxograma metodológico da tese – Período 1 (UFSC/LABSOLDA) – Ensaios experimentais de soldagem e aquecimento por indução

A Figura 38 mostrou no início dessa seção um fluxograma com as principais etapas da tese em uma sequência lógica dos resultados, a partir do qual a descrição metodológica será explicada. O trabalho foi dividido inicialmente em duas frentes conduzidas paralelamente (soldagem e aquecimento por indução), porém não independentes entre si e que ao fim da metodologia culminam em uma única etapa que é a obtenção de um modelo de simulação e procedimentos de soldagem e aquecimento que atendam aos requisitos metalúrgicos da soldagem em operação.

A primeira etapa foi conduzida no Brasil, junto ao LABSOLDA, na qual uma linha de soldagem mecanizada foi iniciada para abordar a aplicabilidade das variantes GMAW-P DC e GMAW-P AC e propor sua utilização em operações de soldagem *in-service*. Realizou-se a parametrização dos processos e um estudo científico acerca dos fenômenos de cada condição por meio dos sinais elétricos do processo. Nessa etapa, uma nova metodologia foi proposta para cálculo dos parâmetros da onda pulsada com base na filmagem em alta velocidade e uma

ponderação das equações que descrevem a diferente taxa de fusão para as polaridades positiva e negativa. Um dos *setups* de bancada para filmagem em alta velocidade utilizando as duas câmeras simultaneamente está mostrado na Figura 50.

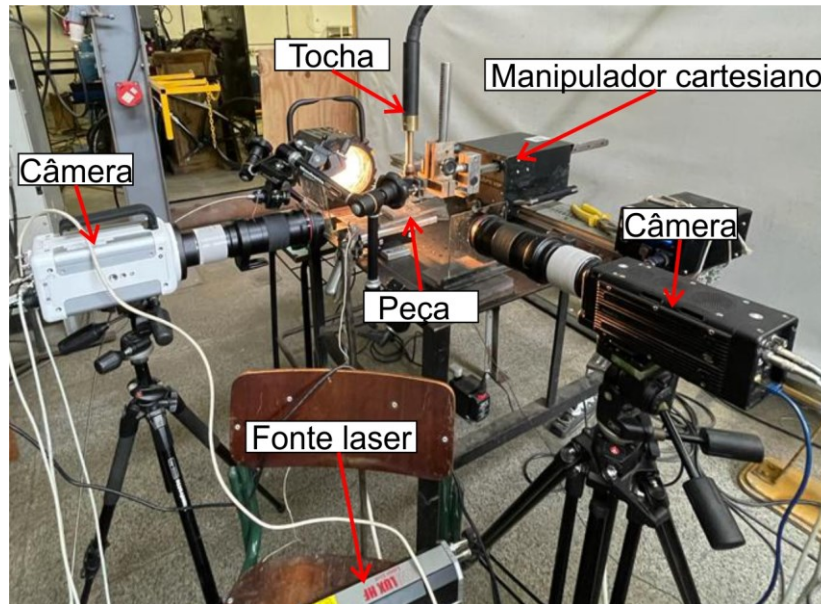


Figura 50. Setup de bancada para filmagem em alta velocidade

A partir dos resultados de parametrização em chapa plana criou-se um primeiro modelo em MEF para simular a soldagem por meio da modelagem direta da fonte de calor, utilizando a metodologia de fontes com duplo-elipsoide combinados, conforme mostrado anteriormente na Figura 33 da revisão bibliográfica. Nesta fase os modelos em MEF foram validados mediante comparação dos ciclos térmicos da simulação com os ciclos medidos experimentalmente por meio de termopares. Tal validação também foi utilizada para levantar-se o valor de eficiência térmica para as variantes GMAW-P DC e GMAW-P AC dentro das condições utilizadas no trabalho.

A Figura 51a mostra a fixação dos termopares utilizada nos corpos de prova em chapas, os quais foram soldados por descarga capacitiva. Uma escala graduada foi utilizada para medição da distância real dos termopares após o cordão ser finalizado. Na Figura 51b o esquemático mostra que um dos termopares foi fixado no lado posterior da chapa, enquanto que outros 3 foram fixados na superfície de cima. O primeiro cerca de 6 mm do centro do cordão e os demais com um espaçamento de aproximadamente 1 mm entre si. Como os termopares utilizados possuem 1 mm de diâmetro foi necessária uma defasagem entre eles para sua fixação,

conforme o esquemático. Ressalta-se que o uso de termopares com diâmetro relativamente grande dificultou a fixação dos mesmos em pontos muito próximos da zona fundida, sob o risco de fusão e comprometimento da medição.

Os parâmetros geométricos referentes ao duplo-elipsoide (cf , cr , a e b) foram medidos ao fim da soldagem, conforme a mostra a Figura 52. O parâmetro correspondente à penetração (b) foi medido nas macrografias como mostra a representação da combinação de duplos-elipsóides da Figura 52. Ressalta-se que em situações de perfil da ZF mais complexo do tipo “*fingershape*”, como será mostrado na Seção 5.4, no mínimo dois duplos-elipsóides foram utilizadas, separando a ZF de um modo que a união de fontes forme o perfil mais próximo da realidade e o calor total da fonte seja distribuído proporcionalmente entre cada fonte. Portanto, os parâmetros de penetração de cada duplo-elipsoide foram medidos conforme o esquemático também apresenta. Os valores geométricos da fonte utilizada na simulação em chapas das variantes GMAW-P e GMAW-P AC estão na Tabela 7.

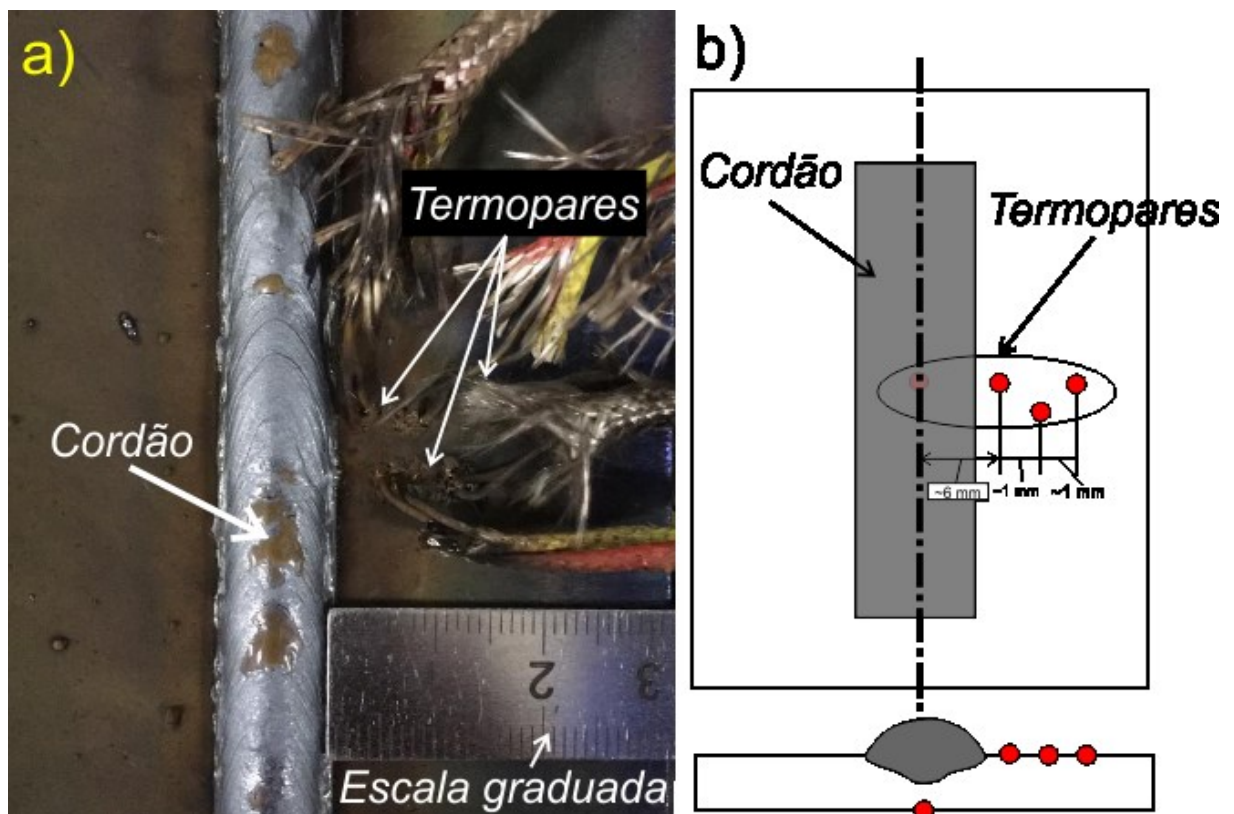


Figura 51. Em a) Método de medição da distância dos termopares até o cordão após a soldagem; b) Esquemático de fixação dos termopares para calibração e validação do modelo em MEF.

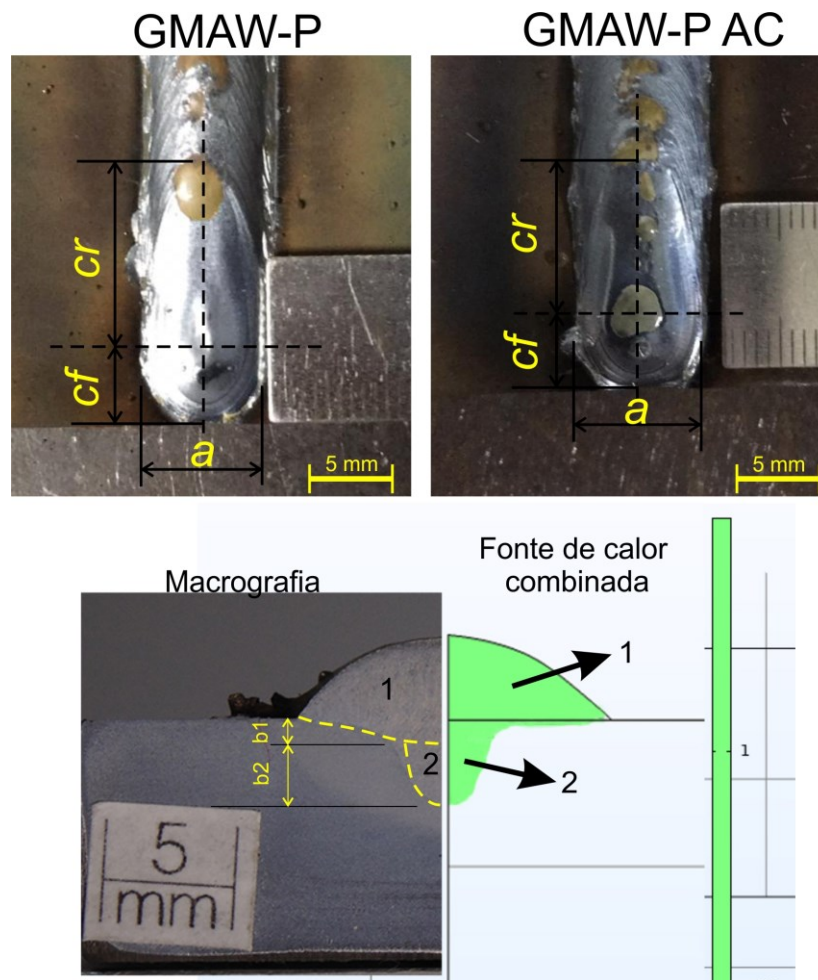


Figura 52. Esquemático dos parâmetros cf , cr , a e b utilizados para simulação da soldagem das variantes GMAW-P e GMAW-P AC.

Tabela 7. Parâmetros utilizados na simulação da soldagem em MEF com fontes duplos-elipsoides combinados, valores com base na representação esquemática anterior.

Parâmetro	GMAW-P	GMAW-P AC
cf (mm)	4.65	4.48
cr (mm)	11.20	9.25
$b1$ (mm)	1.60	1.40
$b2$ (mm)	3.37	2.21
a (mm)	7.31	0.51

Paralelamente aos ensaios com as variantes GMAW-P e GMAW-P AC testes com aquecimento por indução em um tubo sem água foram realizados para entendimento do funcionamento da técnica e caracterização da fonte de indução *Pro Heat* 35 kW. Nessa etapa,

diferentes geometrias de bobinas foram testadas variando-se o número de voltas entre 3, 7 e 15 espiras, conforme a Figura 53.

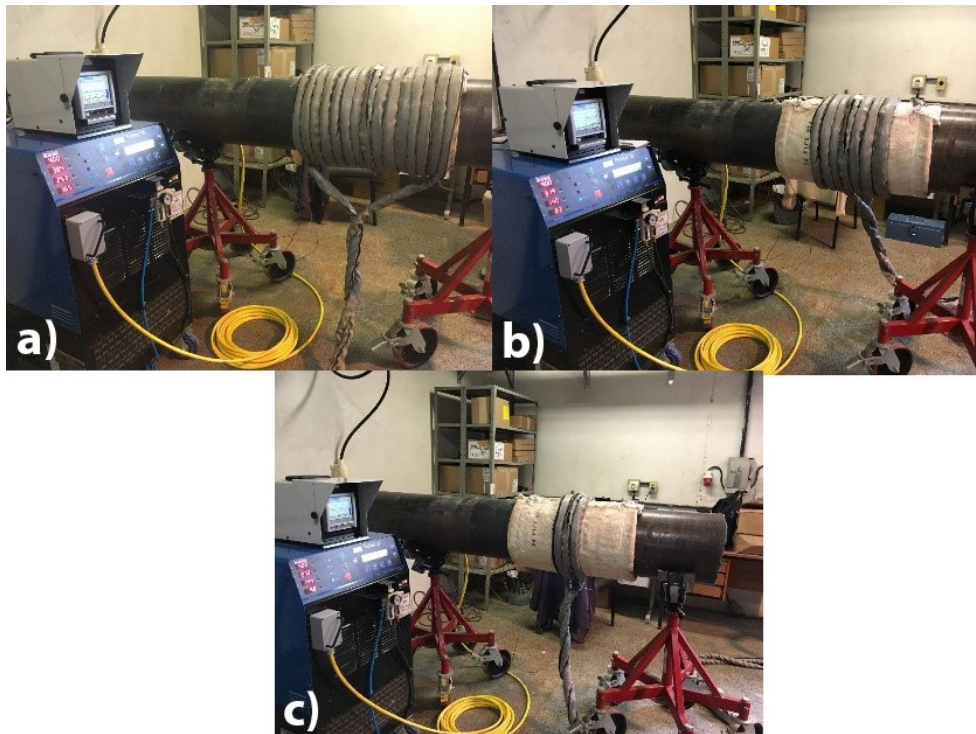


Figura 53. *Setup* de bobina para ensaio com aquecimento por indução. Em a) 15 voltas; b) 7 voltas; c) 3 voltas.

A etapa também foi utilizada para medir os sinais elétricos da fonte de indução por meio de um osciloscópio e utilizá-los como parâmetros de entrada nos modelos em MEF do campo eletromagnético e da indução, por meio da solução das equações de Maxwell e do balanço de energia (conforme será mostrado na Seção 4.1). A temperatura na peça foi medida experimentalmente com termopares posicionados nos locais apontados na Figura 54, servindo como comparação para validação dos modelos em MEF. Um termopar colocado no centro da bobina foi definido como o de controle, onde se espera a maior temperatura e os demais com um espaçamento de aproximadamente 100 mm entre si.

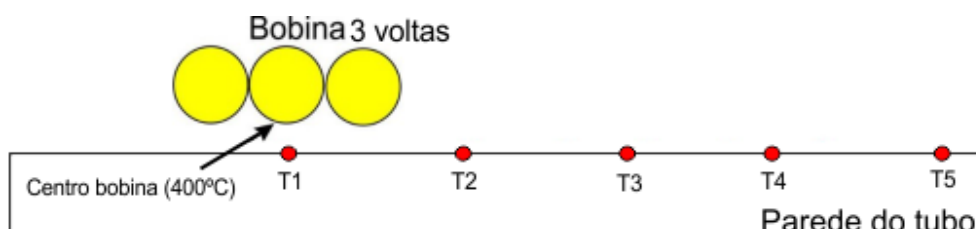


Figura 54. Esquemático do posicionamento dos termopares nos ensaios com tubo seco com espaçamento de 100 mm entre si.

Na sequência metodológica, os ensaios com aquecimento por indução foram realizados em uma bancada com um circuito fechado de água (*looping*) utilizando-se a melhor condição e número de espiras obtida pelo *know-how* adquirido na etapa anterior (com tubo seco). A bancada consistiu de um tubo de 2 m de comprimento posicionado horizontalmente com entradas e saídas de tubulação de PVC com 50.8 mm (2”) de diâmetro. Para evitar a existência de ar dentro do tubo, o nível do mesmo foi colocado abaixo do nível do reservatório, além de um respiro ter sido instalado na extremidade da saída do tubo, conforme apontados na Figura 55. O *chiller* controlou a temperatura de entrada da água, fazendo a circulação do volume do reservatório, conforme mostra a visão geral na Figura 55. Foram testadas 3 diferentes vazões: 50 l/min, 200 l/min e 380 l/min, a qual foi a vazão máxima atingida no sistema e medida pelo rotâmetro fixado em série com o circuito.

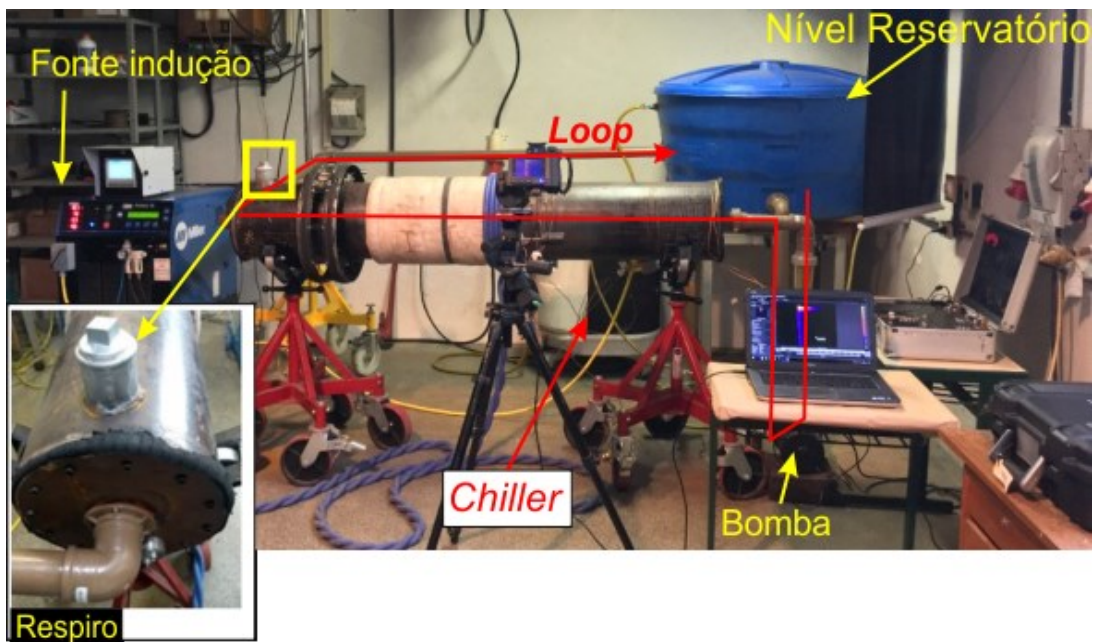


Figura 55. Bancada com *looping* de água na posição horizontal para simular soldagem em operação em ambiente laboratorial.

A distribuição de temperatura atingida na superfície do tubo com o aquecimento por indução foi medida utilizando-se termopares e termografia. Esta última também pôde ser calibrada por meio das medições com os próprios termopares.

Além dos ensaios com o tubo na horizontal, outros testes foram realizados com o corpo de prova inclinado para resolver problemas atrelados ao aquecimento por indução, os quais

serão mostrados e discutidos na Seção 4. O comprimento do tubo foi reduzido para 1 m por questões de espaço físico do laboratório, conforme a Figura 56.

A modelagem em MEF foi realizada para ambas as condições, considerando a inclinação do eixo axial do tubo em relação ao vetor da aceleração da gravidade (g) e as direções x, y e z , conforme a Equação 12. A Tabela 8 apresenta os dados de potência e frequência obtidos nos ensaios com aquecimento por indução. Esses parâmetros foram utilizados como dados de entrada na simulação do aquecimento por indução para os diferentes números de espiras das bobinas.

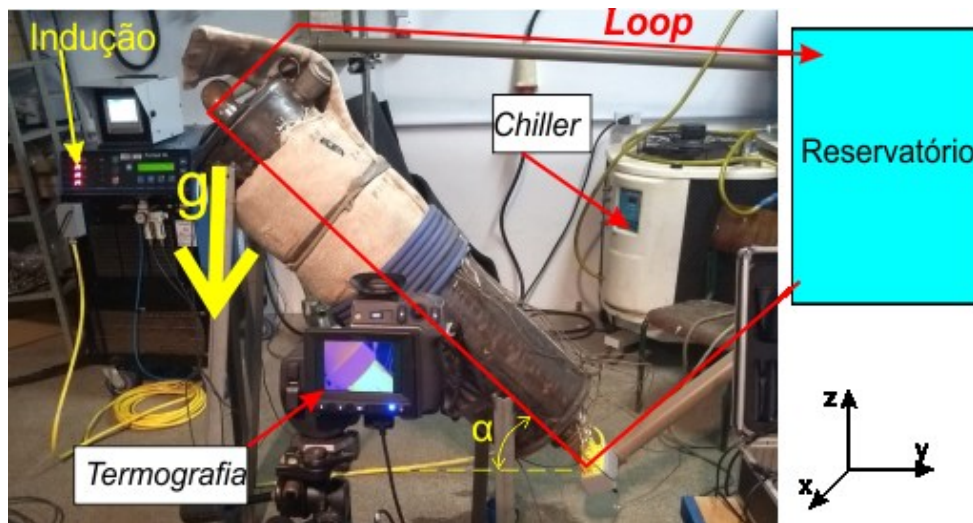


Figura 56. Bancada com *looping* de água na posição inclinada 45° para simular soldagem em operação em ambiente laboratorial.

$$g(x, y, z) = \begin{bmatrix} x = 0 \\ y = -g * \cos(\alpha) \\ z = -g * \sin(\alpha) \end{bmatrix} \quad (12)$$

Tabela 8. Parâmetros de potência, frequência e corrente RMS da bobina medidos nos ensaios experimentais com a fonte *Pro Heat 35 kW* e utilizados na simulação do aquecimento por indução.

Nº espiras	Potência subida (kW)	Frequência subida (kHz)	Corrente RMS medida na subida (A)
15	35,4	10,4	192
7	35,4	13,7	263
3	15,6	16,8	350

Na sequência da metodologia desta tese foram montados corpos de prova simulando um reparo por dupla-calha, conforme a Figura 57a. As variantes GMAW-P e GMAW-P AC foram aplicadas para soldagem orbital. O foco do trabalho foi na junta de filete das

extremidades da calha, na qual a poça funde o tubo diretamente, sofrendo maior efeito do resfriamento acelerado. Para todas as condições a tocha teve uma inclinação de 45°, conforme a Figura 57b. Essa etapa foi utilizada para a validação da parametrização das variantes GMAW-P e GMAW-P AC quanto à sua aplicabilidade na soldagem orbital mecanizada. Os ciclos térmicos da soldagem foram medidos pelos termopares conforme a Figura 57c e distância medida após a soldagem com uma escala graduada. A referência da distância foi o pé de cada cordão, onde termina a zona fundida. As soldas foram conduzidas partindo da posição 12h até as 6h, em uma progressão vertical descendente.

Com o *looping* na posição horizontal os ensaios de soldagem foram conduzidos com a vazão de 380 l/min na qual não houve formação de ilha de calor (também chamado de *hotspot* ao longo deste trabalho), conforme será abordado na Seção 4.1.2 desse trabalho. Em baixas vazões verificou-se grande diferença de temperatura entre 12h e 6h. Entretanto, em aplicações reais de campo, na grande maioria dos casos, a horizontal é a posição em que o tubo se encontra, diferentemente dos *layouts* indicados pelas normas [9,10]. Porém, o uso de vazão de água relativamente alta dificultou com que se atingisse temperaturas de pré-aquecimento acima de 100 °C no local da junta. Isso devido ao grande fluxo de calor que ocorre por convecção para a água. Portanto, em um segundo momento, a bancada necessitou ser inclinada 45° para que a vazão pudesse ser reduzida para 50 l/min sem o aparecimento de ilha de calor. A menor vazão possibilitou atingir-se temperaturas de pré-aquecimento maiores na região da junta, habilitando a verificação da sua influência sobre a taxa de resfriamento (Δt_{8-5} , Δt_{8-3} e $\Delta t_{2,5-1}$) e microestrutura, conforme será mostrado na Seção 5.3.

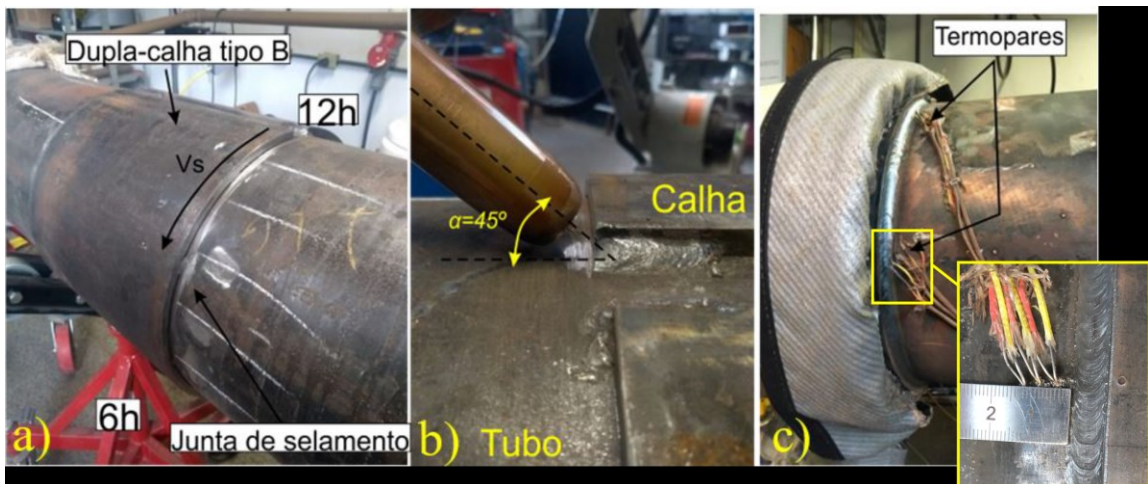


Figura 57. Soldagem de dupla-calha em ambiente de laboratório. Em a) Dupla-calha tipo B montada em circuito com água; b) Detalhe do posicionamento da tocha para soldagem; c) Posicionamento de termopares e medição com escala graduada após a soldagem.

Ilustrativamente, a Figura 58 mostra um esquema das duas formas com que se utilizou o aquecimento por indução na soldagem de dupla-calha. Uma condição com a bobina de indução posicionada apenas sobre a calha, chamada de *single heating*, condição testada devido à impossibilidade de se atingir temperatura significativa no tubo utilizando a fonte Miller *Pro heat* 35 kW com o tubo na horizontal. A segunda, com um aquecimento chamado neste trabalho de duplo, no qual a junta soldada é posicionada entre as bobinas, condição testada quando o tubo foi inclinado.

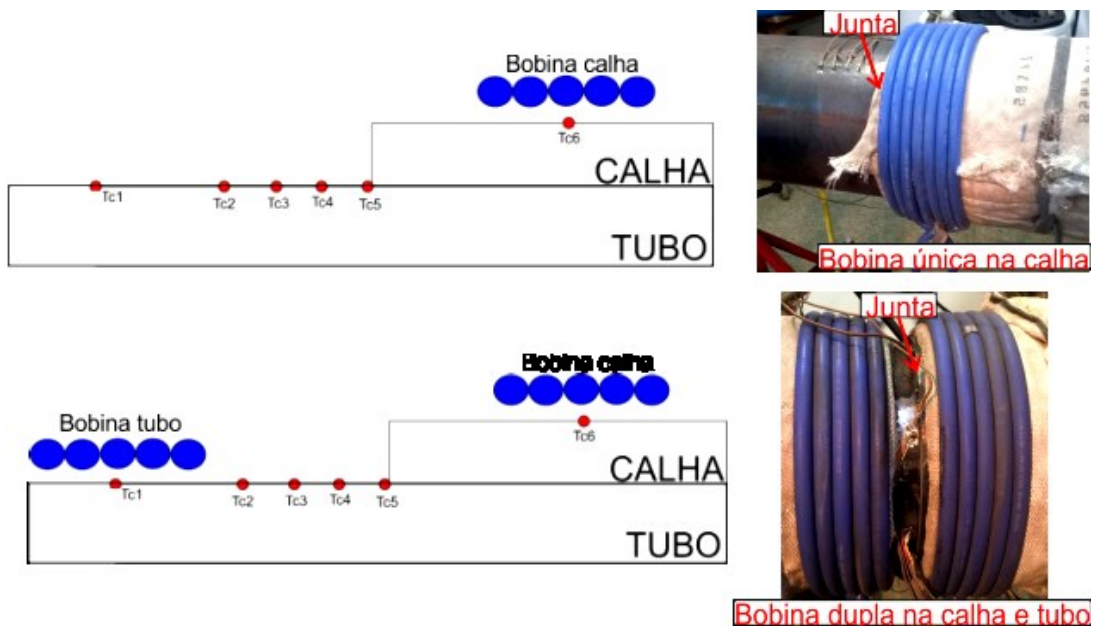


Figura 58. Esquemático e montagem das bobinas para aquecimento por indução de forma *single* (acima) e *dupla* (abaixo).

Para a espessura da calha soldada nesse trabalho (9.5 mm) foram estipulados 3 passes para finalização da junta, realizados na sequência mostrada no esquemático da Figura 59. A imagem também mostra outra questão importante que é o gap existente entre a calha e o tubo. Não há um contato perfeito entre ambos e isto faz com que o fluxo de calor da calha para o tubo seja ineficiente, existindo uma grande resistência térmica entre os componentes, podendo inclusive a calha ser considerada como isolada termicamente do tubo.

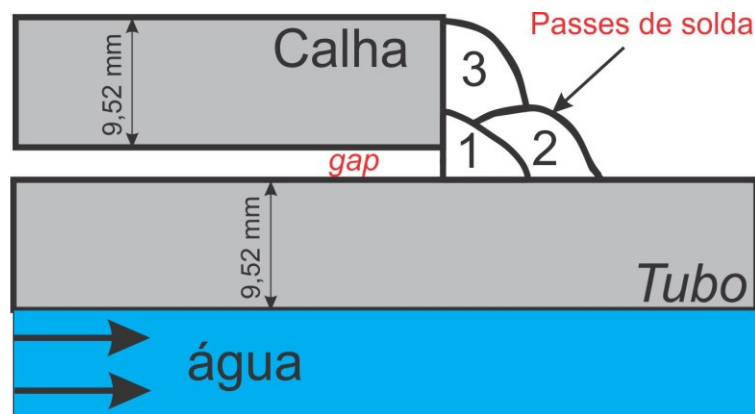


Figura 59. Esquemático da sequência da junta de selamento soldada com 3 passes.

A partir das condições detalhadas até então foi montada uma matriz de seis ensaios para investigar-se a soldagem com as variantes GMAW-P e GMAW-P AC quanto à sua performance em uma aplicação orbital de dupla-calha. A matriz também comporta a avaliação dos efeitos do aquecimento por indução sobre os tempos de resfriamento Δt_{8-5} , Δt_{8-3} e $\Delta t_{2,5-1}$ e na microestrutura das soldas. A Tabela 9 mostra a matriz base de ensaios realizados nesta tese.

Tabela 9. Matriz de ensaios de soldagem orbital simulando dupla-calha tipo B utilizando *looping* de água com e sem aquecimento por indução.

Teste nº	Processo e condição de aquecimento	Posição do tubo
1	GMAW-P s/ aquecimento por indução	Horizontal
2	GMAW-P AC s/ aquecimento por indução	Horizontal
3	GMAW-P c/ aquecimento por indução <i>single</i>	Horizontal
4	GMAW-P AC c/ aquecimento por indução <i>single</i>	Horizontal
5	GMAW-P c/ aquecimento por indução <i>duplo</i>	Inclinado 45°
6	GMAW-P AC c/ aquecimento por indução <i>duplo</i>	Inclinado 45°

3.3 Fluxograma metodológico da tese – Período 2 (OSU/EJTC) – Análise metalúrgica e simulação

A segunda parte da tese foi desenvolvida durante o período sanduíche junto à OSU. A partir das soldas realizadas em cada condição da matriz de ensaios, corpos de prova foram cortados da seção transversal das juntas para análise metalográfica utilizando microscopia óptica. Os procedimentos seguiram a norma padrão ASTM E 407 [126]. Foram utilizadas lixas com granulometria 80, 220, 400, 600, 800 e 1200 seguido de um polimento com alumina granulometria 1 μm . Em seguida, as amostras foram atacadas com Nital 2% por método *swabbing* (esfregar a superfície) com algodão durante 15 s. Antes do ataque, as amostras passaram por uma limpeza ultrassônica durante 15 min. Foram capturadas imagens das principais zonas da junta soldada: tubo, calha, ZF, ZAC GG (grãos grosseiros); ZAC GF (grãos finos) e zonas de reaquecimento, conforme o esquemático da Figura 60. Após as microscopias as amostras foram submetidas a ensaios de microdurezas HV 0.2 (200 g) na área indicada no esquemático da Figura 60, além de ensaios de dureza HV 10 (10 kg) em pontos da ZAC GG como indicam as normas ASME PCC-2 [127] e API 1104 [10].

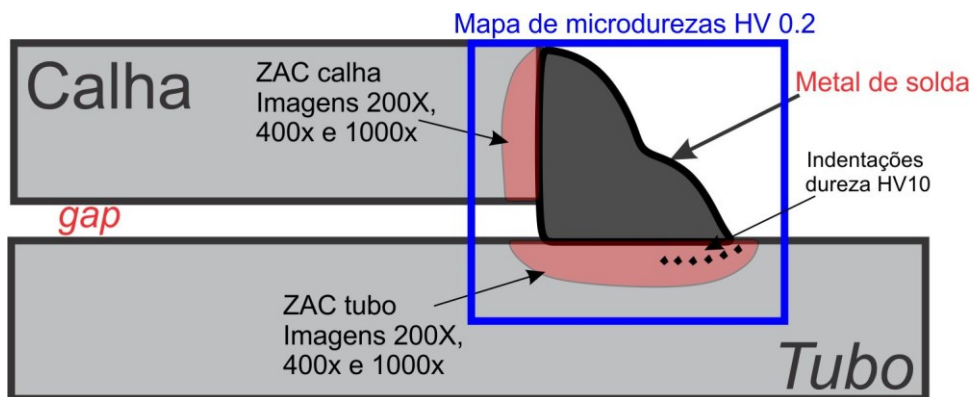


Figura 60. Esquemático de uma junta soldada indicando as regiões de análise com microscopia óptica com aumentos de 200X, 400X e 1000X, além dos pontos de medição de dureza e mapa de microdurezas.

Ensaio de caracterização do metal de base como medição da composição química por espectrometria, medição do tamanho de grão e simulação de diagrama CCT foram realizados nessa etapa. A simulação da CCT do material foi realizada utilizando o *software* JMatPro com base na composição química do mesmo, conforme a Figura 61.

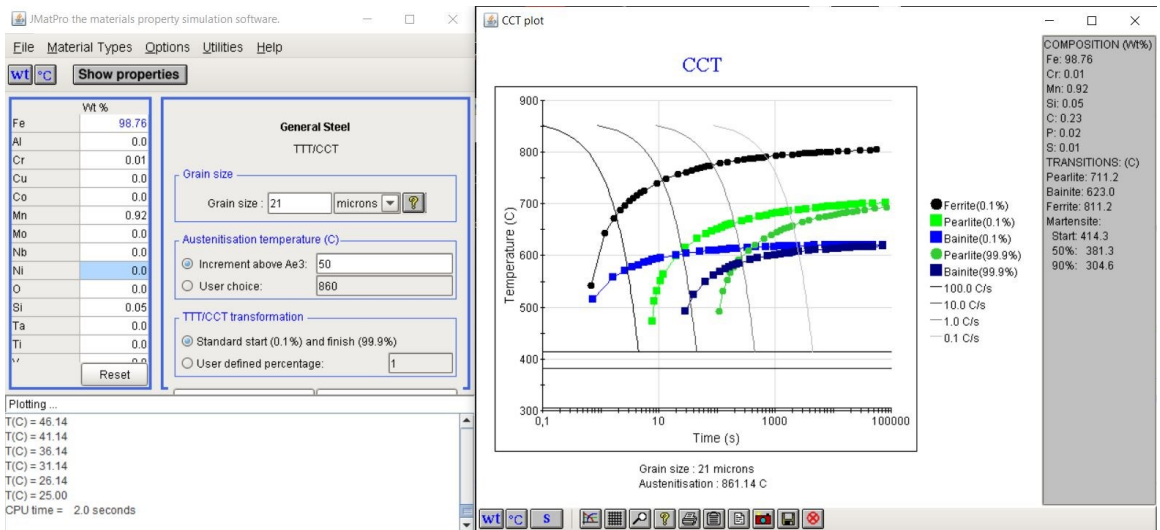


Figura 61. Interface gráfica do *software* JMatPro demonstrando o *input* da composição química do material de base para simulação de diagrama CCT.

O próximo passo foi o desenvolvimento dos modelos em MEF com geometria tubular para análise 3-D dos fenômenos multifísicos da soldagem em operação. A partir dos ensaios experimentais realizados na fase anterior e do *know-how* adquirido com os modelos em chapa plana criou-se em coordenadas cilíndricas um modelo de geometria reduzida do tubo e da calha, conforme a Figura 62.

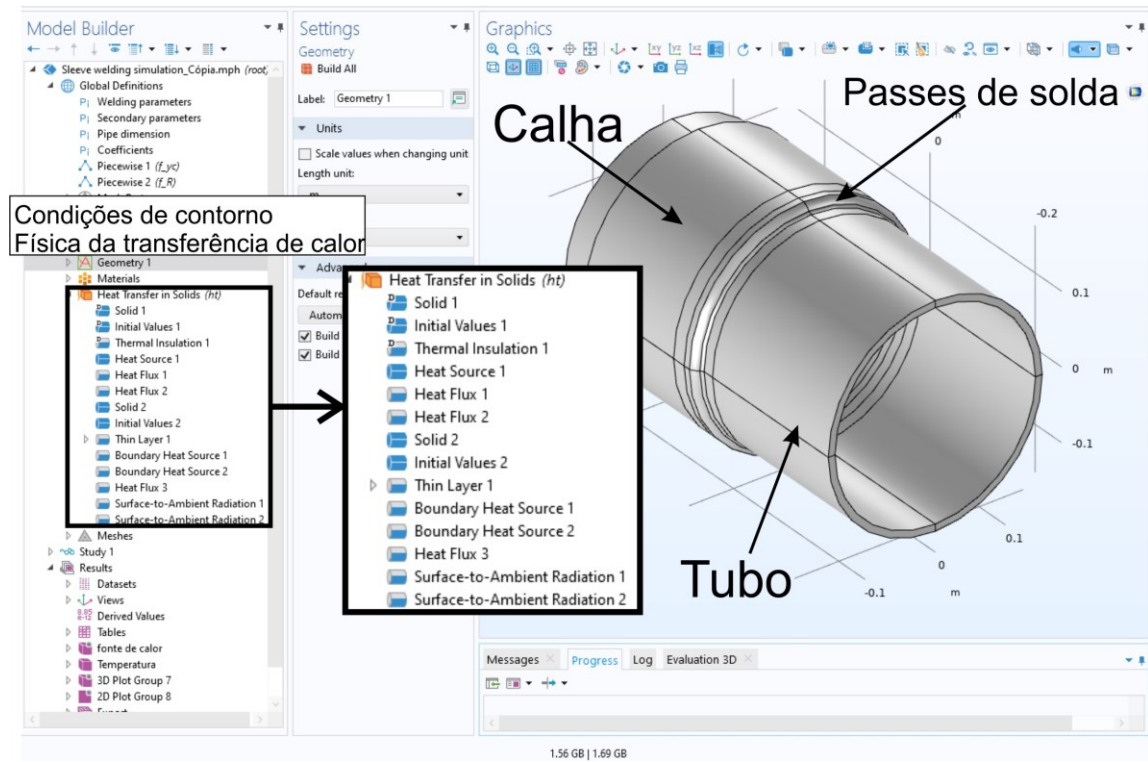


Figura 62. Interface gráfica de programação no *software* COMSOL Multiphysics com geometria de tubo para análise 3-D do fluxo de calor na peça.

Um estudo de malha foi realizado nessa etapa com o objetivo de reduzir o tempo computacional. Os resultados são apresentados na Seção 5.4.2. O primeiro modelo consistiu em uma análise puramente térmica que resolve a equação do balanço de energia na peça. As mesmas condições de contorno aplicadas anteriormente nas chapas foram empregadas para o modelo em coordenadas cilíndricas. Porém, a partir da modelagem em chapas a eficiência térmica das variantes GMAW-P e GMAW-P AC foram conhecidas, fato que possibilitou a entrada do aporte térmico no modelo como uma condição de contorno, reduzindo o tempo de calibração da zona fundida. O ajuste por meio da combinação das fontes de dupla-elipsoide foi aplicado até a zona fundida simulada coincidir com a experimental, baseando-se na macrografia de cada condição soldada da matriz experimental (Tabela 9), conforme o esquemático da Figura 63.

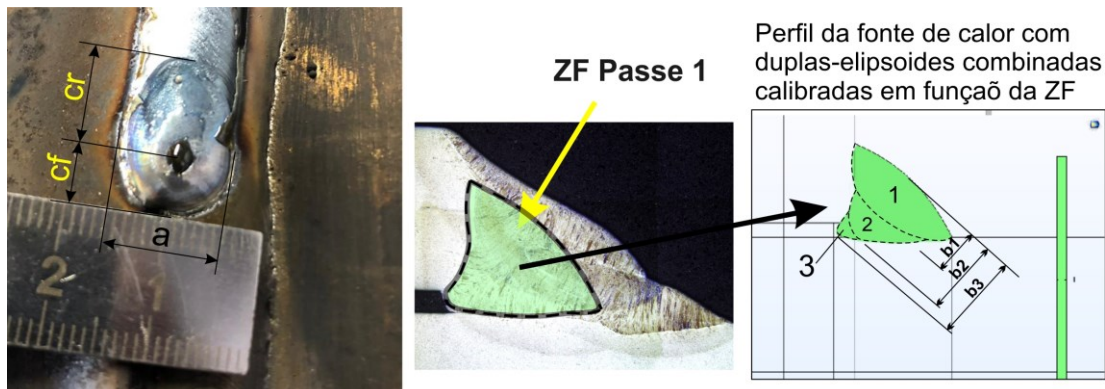


Figura 63. Exemplo esquemático da forma como os parâmetros e a combinação de três duplo-elipsoide foram definidos na simulação de soldagem orbital.

Como a simulação do escoamento foi desenvolvida na etapa anterior, junto ao aquecimento por indução, foi possível criar um modelo completo do tubo representando a bancada de *looping* de água e todas as físicas atuando de forma totalmente acoplada, conforme a geometria virtual na Figura 64. Esse modelo possibilitou o cálculo do coeficiente de transferência de calor por convecção (h) e a sua variação em função da temperatura para as vazões de 380 l/min e 50 l/min. A Figura 64 mostra a interface gráfica do modelo criado em ambiente virtual para simulação multifísica da soldagem *in-service* com aquecimento por indução. Ao lado esquerdo da imagem está mostrada a árvore de construção do modelo onde as físicas de: transferência de calor (*Heat Transfer in Solids*), indução (*Magnetic Field*) e escoamento do fluido (*Turbulent Flow $k-\epsilon$*) estão sendo resolvidas com suas respectivas condições de contorno.

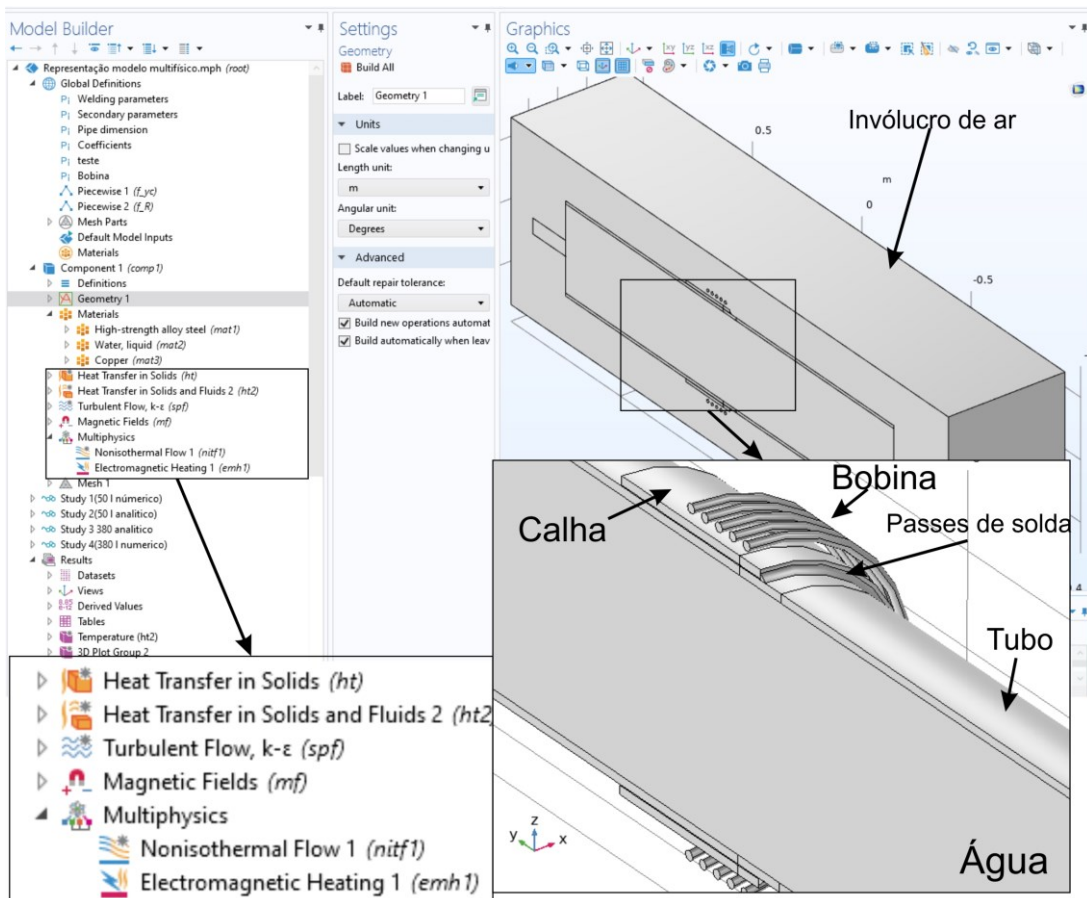


Figura 64. Interface gráfica de programação no software COMSOL Multiphysics com geometria de tubo para análise 3-D multifísica.

O emprego de um modelo como esse, no qual todas as variáveis são solucionadas simultaneamente durante o processamento é custoso computacionalmente, como será mostrado na Seção 5 dos resultados. Assim, obter o valor de h em função da temperatura na parede interna do tubo possibilitou com que um segundo modelo, com geometria reduzida para apenas $\frac{1}{4}$ do tubo fosse desenvolvido. Esse segundo modelo é uma forma otimizada que utiliza o valor do h , obtido no modelo completo, como entrada (condição de contorno) na parede interna. Assim, não é necessário resolver o escoamento para toda a simulação de soldagem que se quiser testar, reduzindo consideravelmente o tempo computacional. A geometria do modelo multifísico final em 3-D, com as otimizações dimensionais, é apresentada na Figura 65.

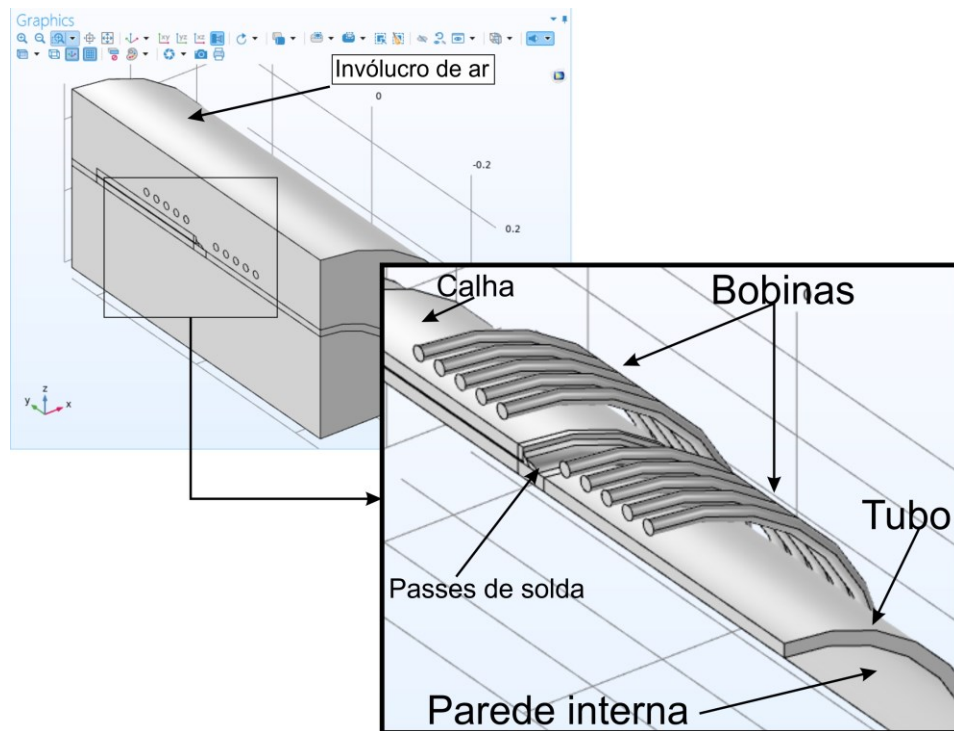


Figura 65. Modelo de geometria reduzida representando $\frac{1}{4}$ do tubo para simulação de soldagem em operação.

Como parte da sequência metodológica do trabalho, o modelo em MEF desenvolvido ainda foi aplicado para estudo de diferentes tipos de escoamentos sobre o comportamento da distribuição de temperatura na parede do tubo. Além disso, um teste de simulação com óleo cru, o qual é um hidrocarboneto muito presente nos oleodutos cujas propriedades estão na seção de Anexos 2, foi desenvolvido.

3.4 Fluxograma metodológico da tese – Período 3 (UFSC/LABSOLDA) – Aplicação dos modelos

Com o retorno ao LABSOLDA, a terceira fase do trabalho consistiu da realização de ensaios de soldagem novamente utilizando a bancada com *looping* de água e tubo inclinado 45° . Nessa fase, os modelos em MEF desenvolvidos durante o período no exterior foram empregados para prever a microestrutura final da solda em condição de maior temperatura de pré-aquecimento por indução. Isso por meio da simulação do ciclo térmico da soldagem em função do aporte térmico e condições de escoamento do fluido pré-estabelecidas.

As simulações foram confrontadas com o diagrama CCT do material de base com o objetivo de se reduzir a dureza da microestrutura por meio da formação de fases mais dúcteis. A

validação das simulações foi realizada por meio de microscopia óptica e ensaios de dureza na ZAC GG.

Como citado no tópico 3.2, a fonte da Miller *Pro Heat* 35 kW não possibilitou grande aumento de temperatura no tubo, embora uma condição de maior temperatura tenha sido simulada, primeiramente em ambiente virtual, com o objetivo de se reduzir a dureza da microestrutura por meio da formação de fases mais dúcteis. Para que um maior aquecimento fosse alcançado na junta, na fase final desta tese foi utilizada uma fonte de aquecimento por indução de 60 kW fabricada pela IMC Soldagem durante projeto de pesquisa do LABSOLDA com a Petrobras intitulado: *Soldagem em operação com GMAW, FCAW e aquecimento por indução*.

Uma temperatura de 200 °C de pré-aquecimento foi simulada em um primeiro momento em ambiente virtual e depois aplicada experimentalmente na bancada em condição de dupla-calha. A Figura 66 mostra o *setup* utilizando a fonte da IMC 60 kW para aquecer a parede do tubo, enquanto que a fonte *Pro Heat* 35 kW foi aplicada apenas para aquecer a calha, onde não há efeito significativo da convecção para a água.

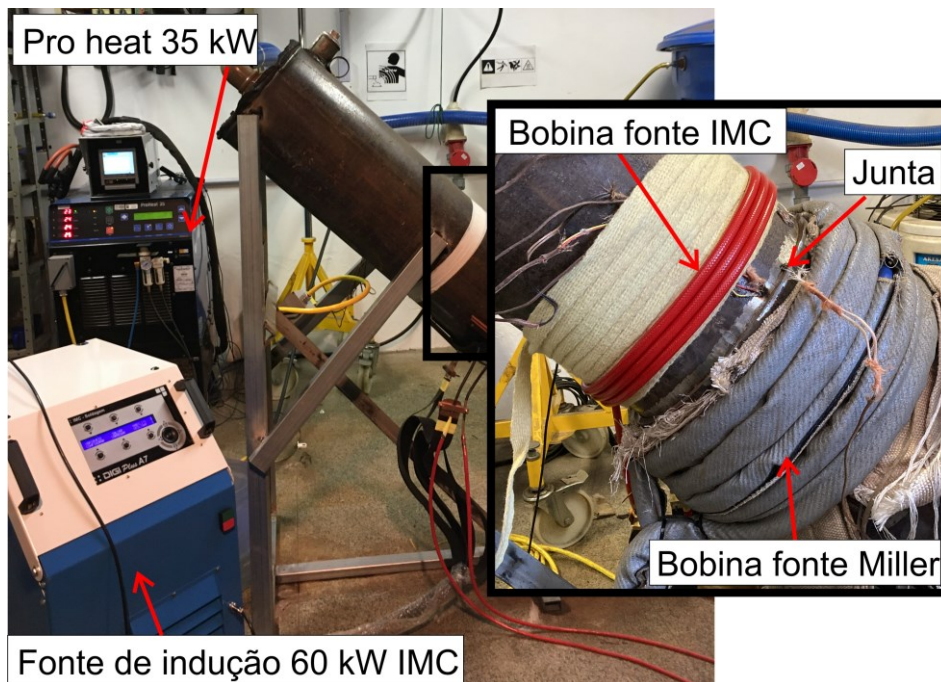


Figura 66. Setup de bancada para aquecimento duplo por indução até temperatura mais elevada utilizando fonte de maior potência da IMC.

4 ENSAIOS DE AQUECIMENTO POR INDUÇÃO E SIMULAÇÃO EM MEF DO ELETROMAGNETISMO E DO FLUXO DE FLUIDO

Esta seção mostra resultados de ensaios experimentais com aquecimento por indução em tubo seco e com água em bancada para simulação de soldagem *in-service*, além do equacionamento matemático e condições de contorno aplicadas na modelagem em MEF do eletromagnetismo e do fluxo de fluido.

4.1 Modelagem e simulação do aquecimento por indução em MEF

Dentre as propostas apresentadas nesta tese para melhoria das aplicações de soldagem em operação, além da aplicação de variantes modernas de soldagem do processo GMAW, está a utilização do aquecimento por indução com o objetivo de redução da taxa de resfriamento e dos níveis de H na solda. A obtenção de um modelo matemático que represente o problema requer a implementação em MEF da física que rege o fenômeno da indução, possibilitando a projeção de resultados com base em condições de contorno e parâmetros de entrada. Além disso, a modelagem do fenômeno da indução proporciona um entendimento matemático de conceitos complexos de eletromagnetismo que são muitas vezes abstratos.

4.1.1 Resultados experimentais e simulação do aquecimento por indução em tubo seco

A primeira etapa foi a criação e validação da simulação do aquecimento por indução utilizando-se como referência ensaios experimentais, além dos parâmetros no que se refere às condições de contorno e ao algoritmo de programação empregados no módulo *AC/DC Magnetic Fields* do software *COMSOL Multiphysics*. Partindo de uma abordagem escalonada para criação de um modelo multifísico foi simulado um aquecimento por indução de um tubo seco – sem circulação de água – com três configurações de bobinas e variando o número de espiras entre 3, 7 e 15 voltas (conforme a Figura 53 mostrada na seção 3.2).

A simulação do aquecimento por indução desse trabalho resolve duas físicas de forma acoplada. A primeira consiste no balanço de energia na peça dado pela Equação 13 em sua forma diferencial para um caso 3-D em coordenadas cartesianas (x,y,z) , a qual resolve a distribuição de temperaturas.

$$\left\{ \frac{\partial}{\partial x} \left[k(T) \frac{\partial T}{\partial x} \right] + \frac{\partial}{\partial y} \left[k(T) \frac{\partial T}{\partial y} \right] + \frac{\partial}{\partial z} \left[k(T) \frac{\partial T}{\partial z} \right] \right\} + \dot{Q}(T, t) = \rho(T) C_p(T) \frac{\partial T}{\partial t} \quad (13)$$

Onde, k é a condutividade térmica; T é a temperatura; \dot{Q} é um fluxo de calor externo ou geração de calor no componente; ρ é a densidade e C_p é o calor específico.

A segunda física é o eletromagnetismo dado pelas equações da teoria geral, na qual o aquecimento por indução é função da densidade do fluxo magnético (\vec{B}) gerado pela circulação de uma corrente em uma bobina, proporcionando uma força motriz eletromagnética induzida em um componente metálico no qual a mesma está acoplada [128,129]. Para calcular o campo induzido pela corrente da bobina resolve-se as equações de Maxwell [93] em suas formas diferenciais, utilizando uma abordagem derivada do potencial vetorial magnético (\vec{A}) em regime quase-estacionário ($\nabla \times \vec{J} = 0$), conforme as leis fundamentais mostradas nas Equações 14-18.

$$\nabla \times \vec{D} = \xi \text{ (Lei de Gauss para campo elétrico)} \quad (14)$$

$$\nabla \times \vec{B} = 0 \text{ (Lei de Gauss para magnetismo)} \quad (15)$$

$$\nabla \times \vec{H} = \vec{J} + \frac{\partial D}{\partial t} \text{ (Lei de Ampere)} \quad (16)$$

$$\nabla \times \vec{E} = -\frac{\partial \vec{B}}{\partial t} \text{ (Lei da indução de Faraday)} \quad (17)$$

$$\vec{B} = \nabla \times \vec{A} \quad (18)$$

Onde, ∇ (*del operator*) é um operador matemático que indica a divergência⁸ do campo elétrico ou magnético; D é a densidade do fluxo elétrico [C/m^2]; ξ é a densidade de carga elétrica [C/m^2]; \vec{H} é a intensidade do campo magnético [V/m]; \vec{J} é a densidade de corrente [A/m^2]; \vec{E} é a intensidade do campo elétrico [V/m].

⁸ Divergência em eletromagnetismo significa como o campo muda ou varia no espaço em função da distância da fonte emissora.

Para se obter um sistema fechado (volume de controle) no qual esse campo eletromagnético atua é necessário o acoplamento das equações de Maxwell por meio das chamadas relações constitutivas empíricas, as quais descrevem as propriedades físicas do meio em que a corrente circula, dadas pelas Equações 19-21.

$$\vec{B} = \mu_r \mu_0 \vec{H} \quad (19)$$

$$\vec{D} = \varepsilon_r \varepsilon_0 \vec{E} \quad (20)$$

$$\vec{J} = \sigma \vec{E} \quad (21)$$

Onde, μ_r é a permeabilidade relativa do meio [H/m]; μ_0 é a permeabilidade no vácuo [H/m]; ε_r é a permissividade relativa do meio [F/m]; ε_0 é a permissividade no vácuo [F/m]; σ é a condutividade elétrica do meio [S/m].

A primeira modelagem da indução foi realizada em 2-D axissimétrico, conforme a Figura 67. A imagem ilustra a separação de cada domínio presente na simulação do aquecimento. Nesse trabalho a geometria foi dividida em três subdomínios: um invólucro que engloba toda a geometria onde o campo eletromagnético se propaga para a qual atribui-se as propriedades físicas do ar atmosférico; uma geometria retangular representando o tubo com as propriedades do aço carbono; e círculos representando as bobinas modeladas com as propriedades do cobre. As Equações 22-25 descrevem esses domínios, enquanto a Equação 26 descreve o isolamento magnético considerado como condição de contorno externa do modelo, ou seja, matematicamente não há fluxo para além das fronteiras do volume de controle.

$$(j\omega\xi - \omega^2\varepsilon_r\varepsilon_0)\vec{A} + \nabla \times (\mu_r^{-1}\mu_0^{-1}\vec{B}) = \vec{J}^e \text{ (Densidade de corrente na peça)} \quad (22)$$

$$\int_{\Omega} J_i \vec{H} dS = I_{coil} \text{ (Corrente na bobina)} \quad (23)$$

$$\vec{J}^e = \frac{\xi V_i}{2\pi r} \vec{H} \text{ (Densidade de corrente na bobina)} \quad (24)$$

$$V_{coil} = \sum_i V_i \text{ (Tensão na bobina)} \quad (25)$$

$$n \times \vec{A} = 0 \text{ (Isolamento magnético para fora do modelo)} \quad (26)$$

Onde, j indica uma parte imaginária; ω é a frequência angular da corrente; J_e é a densidade de corrente; I_{coil} é a corrente da bobina; V_{coil} é a tensão da bobina; V_i é a tensão de uma volta da bobina; n indica direção normal.

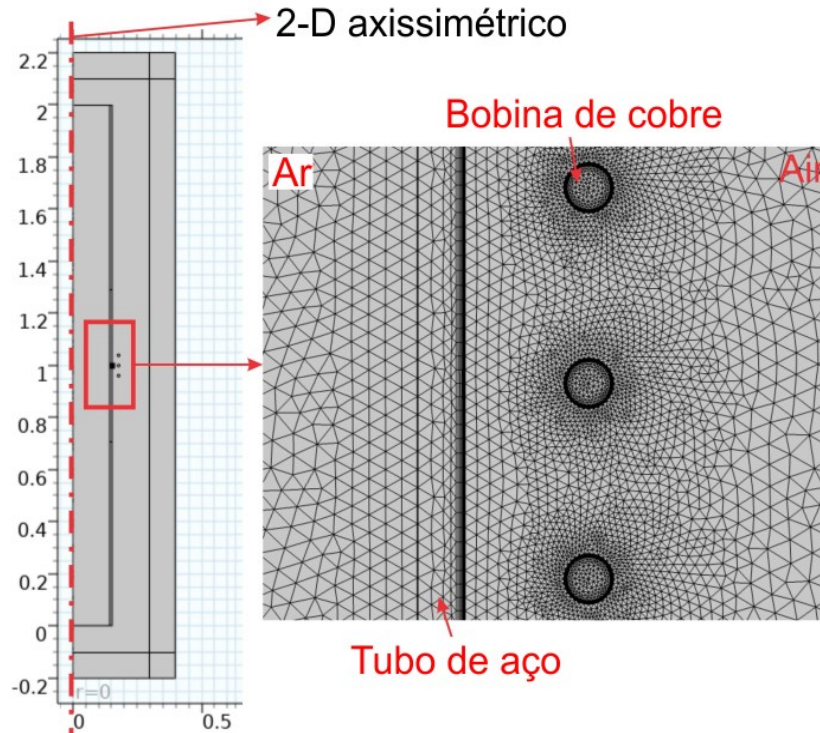


Figura 67. Modelo geométrico 2-D axissimétrico mostrando os diferentes subdomínios considerados com detalhe ao refinamento da malha usada próxima à bobina indutora.

O detalhe do modelo 2-D axissimétrico mostra que para a construção da malha próxima das bobinas e na superfície do tubo foram utilizados elementos esbeltos nas superfícies onde a corrente circula e onde o *skin effect* é esperado. Foram usados 8 elementos com espessura de aproximadamente 0.2 mm, tanto nas espiras da bobina, quanto na parede externa do tubo. Para as frequências simuladas nesse trabalho, com magnitude da ordem de kilo Hertz, tais dimensões de malha funcionaram adequadamente, porém é importante um estudo de convergência prévio, o qual não concerne aos objetivos desse trabalho, mas podem ser visualizados no trabalho de Alcântara [130]. Os parâmetros elétricos de entrada do modelo (corrente RMS) dessa seção foram baseados nos valores apresentados pela fonte Miller Pro Heat 35 kW durante os ensaios, os quais estão apresentados na Tabela 8 da Seção 3.1.

A Figura 68 mostra uma vista isométrica da distribuição de temperatura em 3D-revolucionado, gerado a partir da geometria 2-D axissimétrica. Na sequência, a Figura 69 mostra os resultados de uma análise transiente da temperatura, comparando os ciclos térmicos

experimentais (termopares) *versus* as temperaturas simuladas para o ensaio com 3 espiras em um tempo de 60 minutos (3600 s). As condições com 7 e 15 espiras podem ser encontrados na seção de Apêndices 1. Comparando as curvas de temperatura verifica-se uma excelente concordância entre os resultados experimentais (linhas cheias) e simulados (linhas tracejadas), validando as condições de contorno utilizadas. A curva azul que mostra a maior temperatura encontra-se no centro da bobina e é utilizada como controle do aquecimento da peça. Na prática, quando a fonte identifica que o valor definido pelo operador foi atingido, a potência é reduzida para mantê-la, nesse caso definido para 400 °C. Esse comportamento também foi modelado matematicamente no COMSOL de forma que a temperatura fosse mantida em um patamar definido, pois nota-se que a temperatura estabelecida é atingida em aproximadamente 5 minutos. Para tal foi utilizado um *feature* do programa chamado *Events*, o qual será melhor explicado do item 5.4.2, onde é mostrado o modelo multifísico completo.

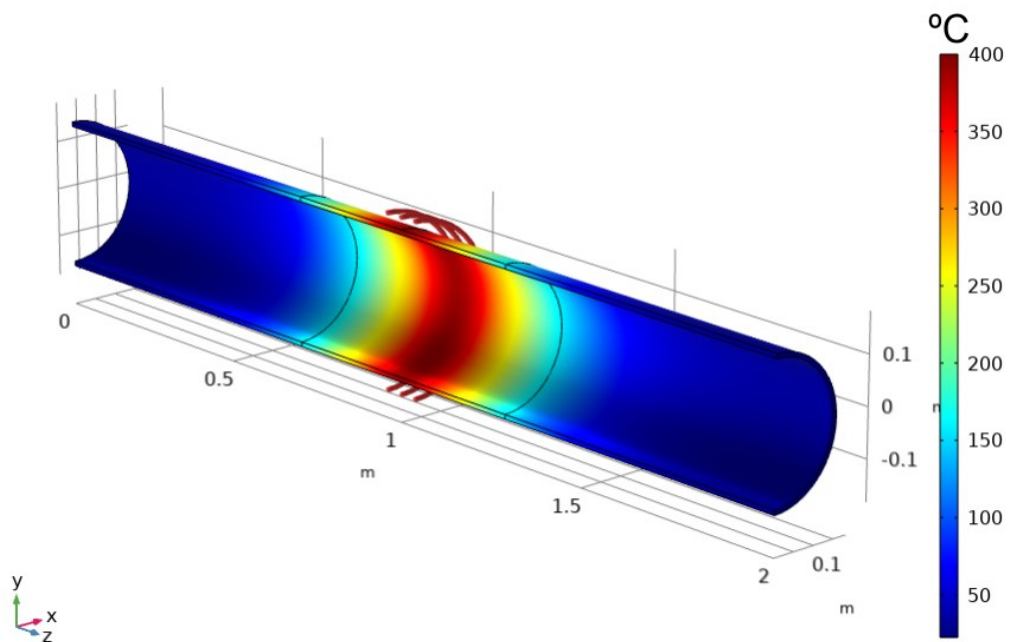


Figura 68. Distribuição de temperatura no pós-processamento após 60 minutos (3600 s) e esquema da posição dos termopares sobre a peça [<https://youtu.be/7pbJ1RpuHJ4>].

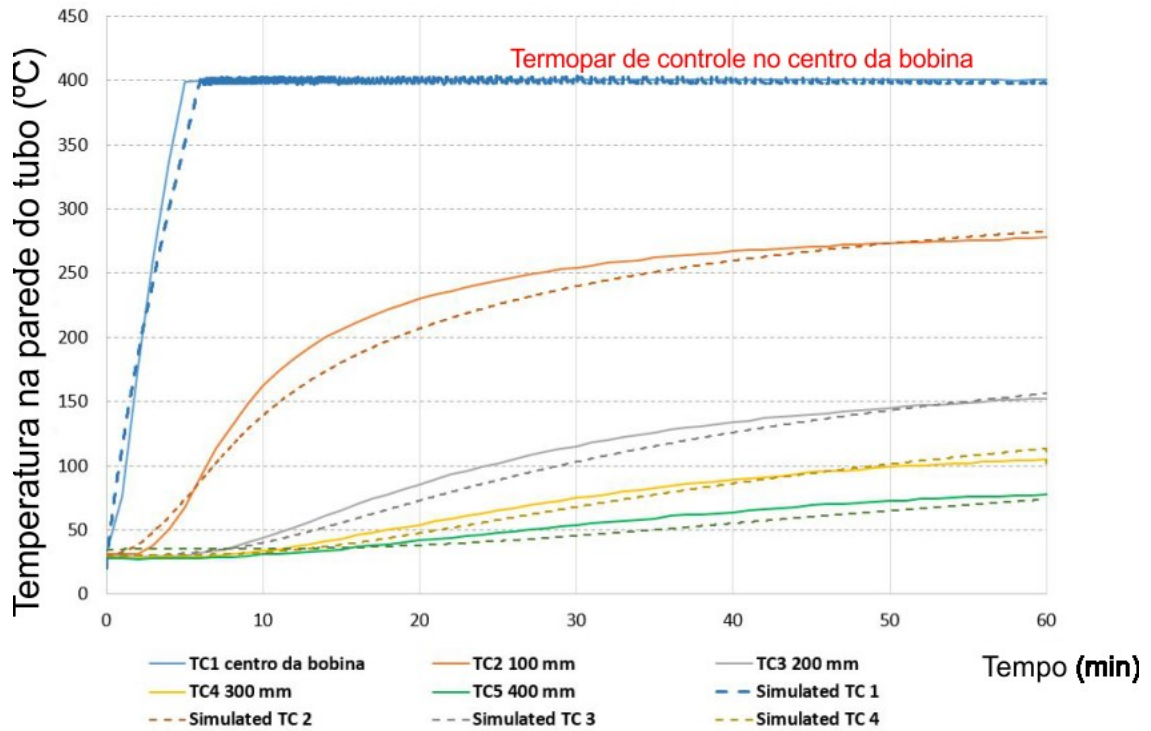


Figura 69. Temperatura para aquecimento por indução com tubo seco e 3 espiras – experimental versus simulado.

A Figura 70 mostra uma análise comparativa em relação ao efeito que o número de voltas da bobina tem na propagação do campo eletromagnético. A imagem mostra também a distribuição da temperatura na seção transversal da parede do tubo com a densidade do fluxo magnético (\vec{B}) no subdomínio do ar. A maior temperatura foi verificada no centro geométrico das bobinas, porém a eficácia da utilização do aquecimento por indução como forma de pré-aquecimento para soldagem *in-service* deve ser avaliada como a capacidade de se atingir temperatura elevada fora da bobina, onde é possível fazer a soldagem. Nesse quesito, a bobina mais estreita, de 3 espiras, obteve o melhor resultado. Com menos espiras a temperatura logo fora da bobina foi aproximadamente 300 °C, enquanto que para 15 voltas a temperatura decaiu para aproximadamente 200 °C. Nota-se que a densidade do fluxo magnético, mostrado na unidade de Weber (Wb), é maior na condição de menos espiras devido à menor dimensão da bobina. As linhas de fluxo se propagam para fora do domínio do ar de forma infinita, para simular esta condição de contorno, aplicou-se outro *feature* chamado *infinite element domain* no COMSOL.

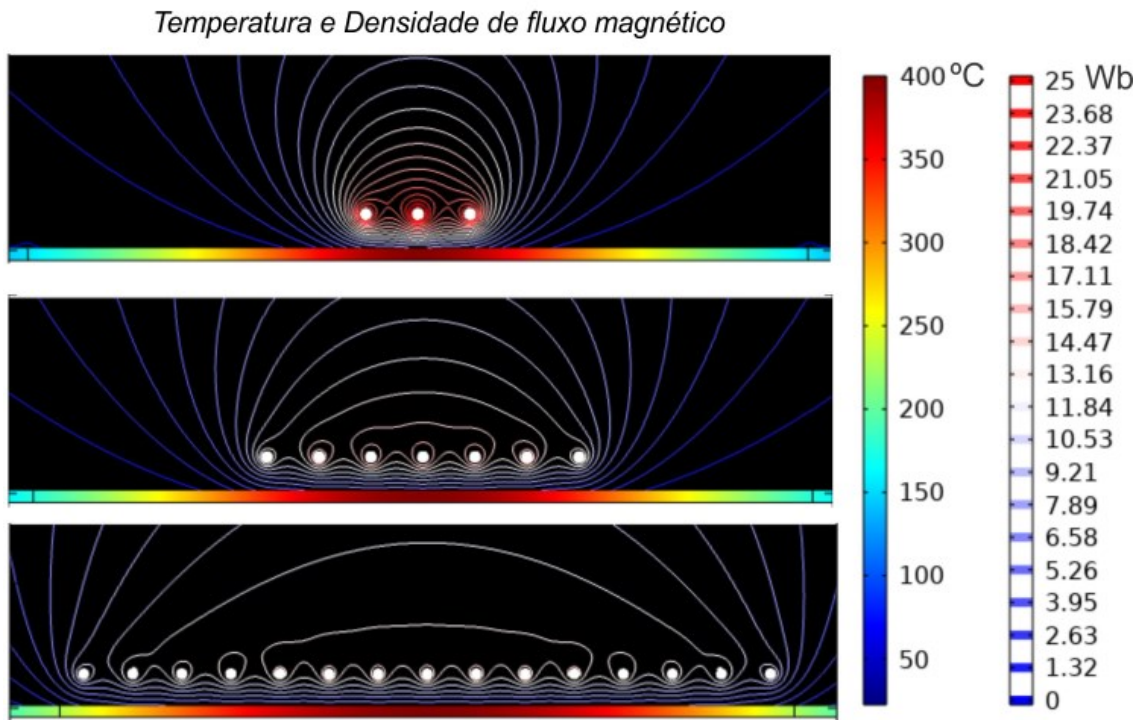


Figura 70. Distribuição de temperaturas na seção transversal do tubo e densidade do fluxo magnético para 3, 7 e 15 espiras.

Embora nos testes experimentais e na simulação a potência tenha sido mais baixa com menor número de espiras (3 voltas), o aquecimento efetivo fora da bobina foi maior, indicando que a dimensão da bobina é um parâmetro importante e deve ser mantido o menor possível para que temperaturas mais altas sejam alcançadas na junta.

Com a fonte Miller *Pro Heat* 35 kW não foi possível operar com menos de 3 espiras, pois o equipamento possui um limite mínimo de impedância do sistema. Ao se reduzir para 2 espiras ocorreu um erro de baixa impedância de saída não habilitando a potência do equipamento. Portanto, nos testes subsequentes o número de espiras foi aumentado para 5 voltas, valor maior que 3 para evitar erros de operação com certa segurança.

No método de aquecimento por indução, de acordo com a Lei de Faraday, uma diferença de potencial é induzida na peça fazendo com que haja a força motriz (diferença de potencial) para promover um fluxo de carga. O aquecimento ocorre então por efeito Joule. Esse fluxo ocorre em sua grande maioria na periferia do componente metálico, pelo citado *skin effect*. O *skin effect* é um fenômeno complexo, de difícil medição experimental e visualização a olho nu, conforme mostrado na Seção de 2.4. Matematicamente a penetração da corrente reduz com o aumento da frequência da onda, elevando também a densidade de corrente (A/m^2) devido ao estreitamento da área que a carga circula e ao aumento da resistência elétrica. O *skin effect* ocorre tanto na peça, quanto nos condutores da bobina, porém, nesse trabalho o efeito de

aquecimento da bobina foi negligenciado devido ao interesse ser direcionado ao tubo⁹. A Figura 71 mostra para a condição de 3 espiras o *skin effect* na peça e nos condutores da bobina. Nota-se que a circulação de corrente é praticamente nula no centro do condutor da bobina, bem como em regiões longe da superfície externa do tubo. Essa profundidade de circulação da corrente foi praticamente idêntica para 3, 7 e 15 espiras, visto que a fonte da Miller operou em uma estreita faixa de frequências entre 13 kHz e 17 kHz, o que proporciona diferenças pequenas na penetração do *skin effect*. O que pode contribuir para um menor aquecimento com muitas espiras é o fato de que com uma bobina larga, a área do tubo em que a corrente circula também é maior, reduzindo a resistência elétrica e consequentemente o aquecimento por efeito Joule. A profundidade de penetração no tubo para cerca de 99% da corrente foi de aproximadamente 0,37 mm, conforme a aproximação na Figura 71.

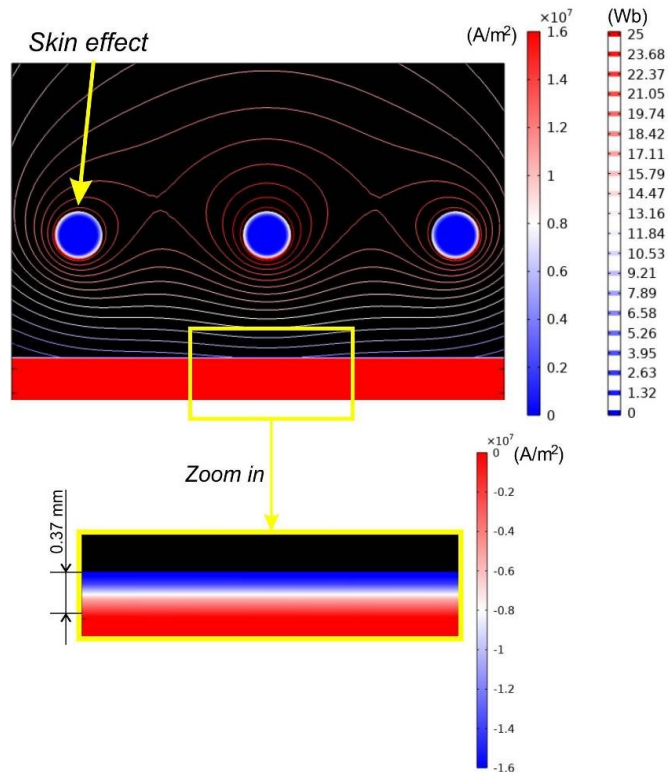


Figura 71. Simulação do skin effect em frequência de 17 kHz ocorrido nos condutores da bobina e na superfície de tubo de aço carbono.

⁹ A simulação aqui desenvolvida pode também ser utilizada para projetar e dimensionar sistemas de refrigeração, caso o interesse seja o projeto de novas bobinas para aquecimento por indução.

4.1.2 Resultados experimentais e simulação do aquecimento por indução em bancada com *looping* de água

Ressalta-se que a criação do modelo multifísico seguiu uma linha de implementação escalonada até o modelo final, na qual cada etapa foi confrontada com resultados empíricos para sua validação. Assim sendo, após os ensaios com aquecimento por indução e validação da simulação em tubo seco, a bancada foi montada em forma de *looping* de água para simular a condição de maior troca térmica de acordo com a norma API 1104 anexo B [10]. Desse modo, é importante primeiramente a apresentação dos resultados experimentais e da problemática envolvendo o aquecimento por indução em um circuito com fluido.

A Figura 72 mostra termografias dos ensaios com aquecimento por indução em tubo com vazões de 50 l/min e 200 l/min. Quando a temperatura do sistema atingiu o patamar de regime houve o aparecimento de um *hotspot* (ilha de calor) na posição 12h. Então, duas hipóteses foram levantadas para a ocorrência desse fenômeno, sendo elas:

- 1- A possível existência de ar dentro do tubo;
- 2- Uma ação da convecção natural interna devido a diferença de temperatura entre a parede em 6h e a água, fazendo com que as moléculas aquecidas do fluido e de menor densidade subam e fiquem estagnadas na parte superior. A formação de vapor gera um isolamento térmico e a temperatura aumenta localmente.

Na segunda hipótese, a existência de bolhas e vapor de água junto à parede interna é possível, devido à alta temperatura registrada na termografia da Figura 72, junto à parte externa do tubo em 12h ($T > 450^{\circ}\text{C}$). Pela colocação do respiro no circuito com o objetivo de eliminar ar no sistema e pelo nível do tubo se encontrar abaixo do nível do reservatório (Figura 55 na Seção 3.2) a primeira hipótese foi descartada. Assim, a segunda hipótese foi testada por meio do aumento da vazão do fluido, fazendo com que a parcela de advecção do fluxo de calor aumentasse em relação à condução do calor por difusão.

Com o aumento da vazão para 380 l/min houve o desaparecimento do *hotspot*, prevalecendo a homogeneidade da temperatura ao longo da circunferência do tubo, conforme a Figura 73. Com a maior velocidade do fluido, devido ao aumento da vazão, ocorre também um aumento da troca térmica por convecção, fato que reduziu a temperatura na parede do tubo, conforme pode ser visto na Figura 73. Mesmo com a utilização de 5 espiras – para eliminar erros de *software* da fonte *Pro Heat* – o comportamento foi o mesmo e a temperatura fora da bobina, em um região acessível para soldagem foi relativamente baixa ($\approx 65^{\circ}\text{C}$). É importante

ressaltar que mesmo a temperatura de referência tendo sido definida para $400\text{ }^{\circ}\text{C}$, no centro da bobina, a fonte não foi capaz de atingir esse valor com a vazão em 380 l/min . Como a T de referência não foi alcançada, a fonte operou o tempo todo em potência máxima de 35 kW , conforme os valores de potência mostrados anteriormente na Tabela 8. Nesse caso, o termopar do centro atingiu o regime permanente em $134\text{ }^{\circ}\text{C}$, sendo a causa disso o já mencionado aumento da troca térmica, fato que também ocasiona num maior coeficiente de transferência de calor por convecção (h).

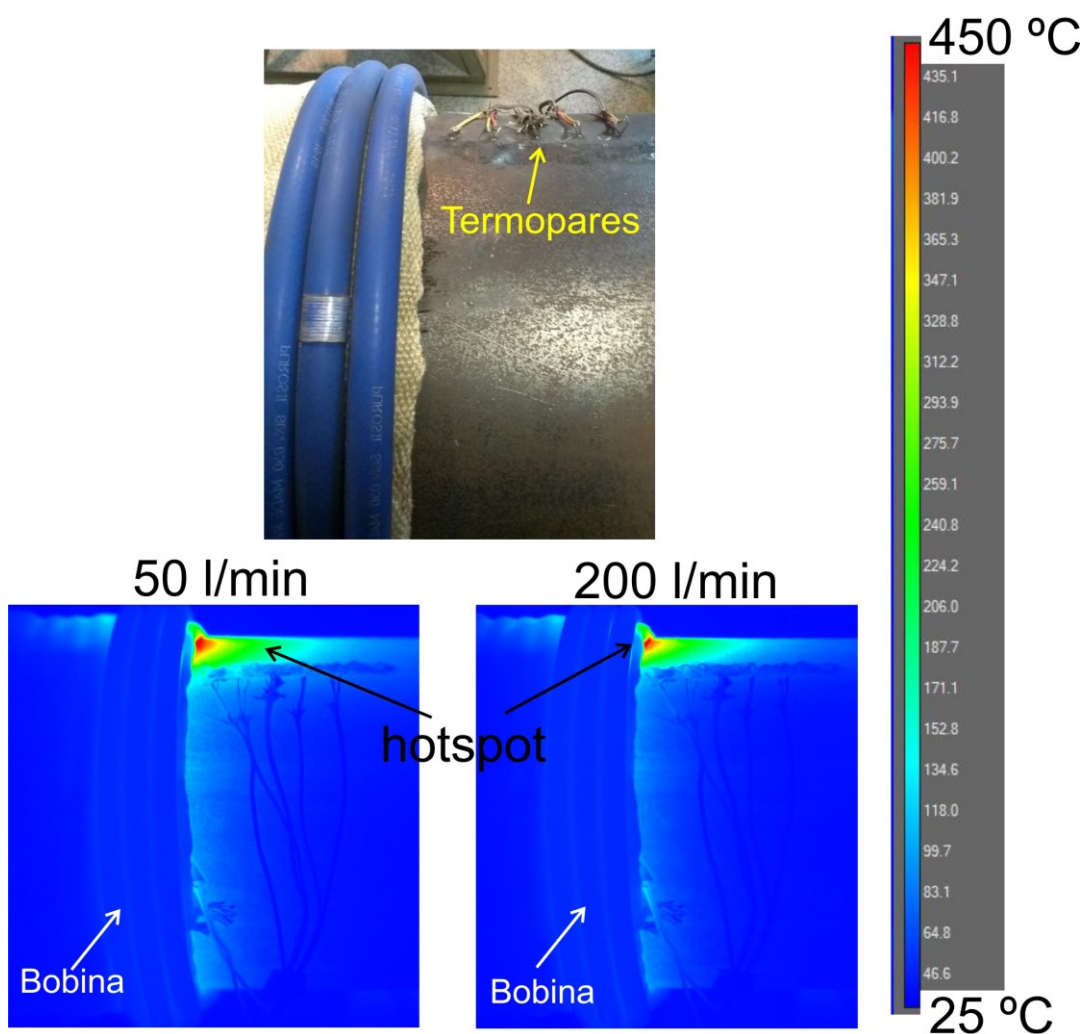


Figura 72. Imagem original do *setup* da bobina na parede do tubo com suas respectivas termografias de aquecimento por indução com o tubo na posição horizontal e vazões de 50 l/min e 200 l/min .

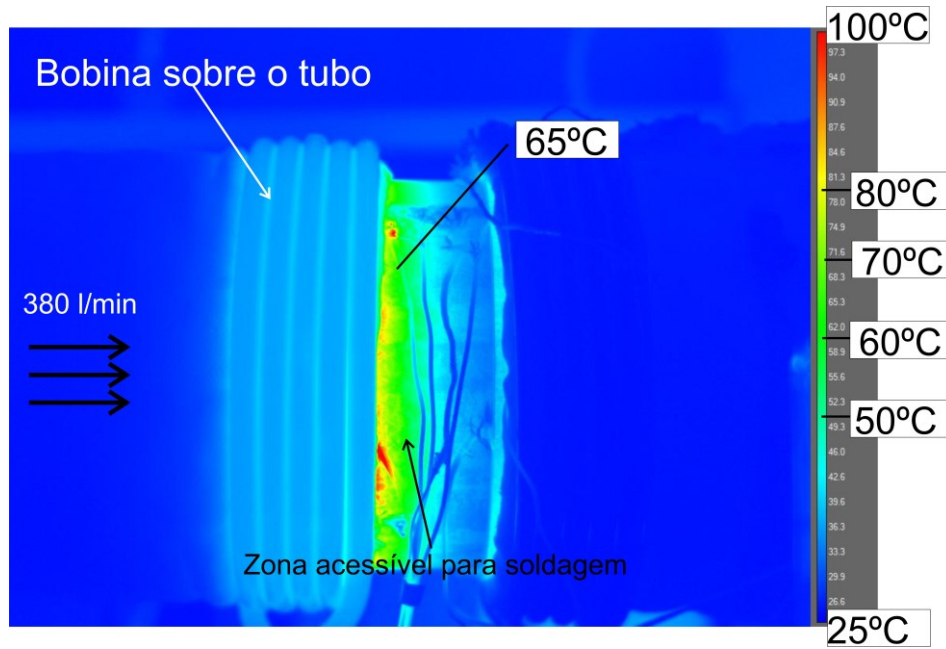


Figura 73. Termografia de aquecimento por indução em vazão de 380 l/min de água.

A simulação em MEF dessa etapa concentrou-se em implementar a física de fluidos no modelo do aquecimento por indução a fim de representar os fenômenos de transporte, tendo como base de comparação e validação os dados experimentais de temperatura das termografias e termopares. As equações resolvidas para o escoamento estão apresentadas nas Equações 27 a 34 e se referem ao modelo *Reynolds-Averaged Navier-Stokes* (RANS) para conservação da quantidade de movimento e da massa. Essas equações foram acopladas com as equações do balanço de energia e do eletromagnetismo, mostradas anteriormente no item 4.1.1. O modelo de turbulência utilizado foi o $k-\varepsilon$ que considera mais duas equações do transporte, levando em consideração a energia cinética turbulenta (k) e a dissipação (ε), conforme as Equações 31 e 32.

$$\nabla \cdot (\rho \vec{u}) = 0 \text{ (Equação da conservação da massa)} \quad (27)$$

$$\vec{u}_t + (\nabla \cdot \vec{u})\vec{u} = -\Delta P + \frac{1}{Re} \nabla^2 \vec{u} + \rho g \text{ (Conservação da quantidade de movimento)} \quad (28)$$

$$\vec{u}(x, t) = \begin{bmatrix} u \\ v \\ w \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \bar{U} + u' \\ \bar{V} + v' \\ \bar{W} + w' \end{bmatrix} \text{ (Componentes 3-D do campo de velocidades)} \quad (29)$$

$$u(x, t) = \bar{U}(x) + u'(x, t) \text{ (Decomposição de Reynolds para turbulência)} \quad (30)$$

$$\rho(\nabla \cdot u)k = \nabla \cdot \left[\left(\mu + \frac{\mu_T}{\sigma_k} \right) \nabla k \right] + P_k - \rho \varepsilon \text{ (Energia cinética de turbulência)} \quad (31)$$

$$\rho(\nabla \cdot u)\varepsilon = \nabla \cdot \left[\left(\mu + \frac{\mu_T}{\sigma_\varepsilon} \right) \nabla \varepsilon \right] + C_{\varepsilon 1} \frac{\varepsilon}{k} P_k - C_{\varepsilon 2} \rho \frac{\varepsilon^2}{k} \quad (32)$$

turbulenta)

$$\mu_T = \rho C_\mu \frac{k^2}{\varepsilon} \quad (33)$$

$$P_k = \mu_T \left[\nabla u : (\nabla u + (\nabla u)^T) - \frac{2}{3} (u \cdot \nabla)^2 \right] - \frac{2}{3} \rho k u \cdot \nabla \quad (34)$$

Onde, Re é o número de Reynolds; ρ é a densidade; g é a gravidade; P é a pressão; μ é a viscosidade dinâmica; μ_T é a viscosidade turbulenta; $C_{\varepsilon 1}=1.5$; $C_{\varepsilon 2}=1.9$; $C_\mu=0.09$; $\sigma_k=1.0$, $\sigma_\varepsilon=1.3$.

Devido à assimetria da temperatura verificada em baixas vazões, a abordagem de modelagem necessitou ser modificada do tipo 2-D axissimétrico - aplicada anteriormente na simulação apenas da indução - para um caso 3-D elíptico. A causa disso é que não há um escoamento plenamente desenvolvimento do fluido e os efeitos da convecção natural no escoamento em baixa vazão, bem como as componentes de velocidade nos três eixos denominadas de u , v e w devem ser consideradas. Há também a formação de regiões de recirculação e vórtices no escoamento. A existência de uma componente de convecção natural faz com que a força da gravidade (g) não possa ser negligenciada na modelagem do escoamento. Basicamente, além do fluxo de água possuir uma componente axial v (direção y) também há de se considerar a velocidade nas direções radiais u (direção x) e w (direção z), levando como referência o plano cartesiano do modelo da Figura 74.

Não foi objeto principal desse trabalho apresentar um estudo focado na otimização do tempo de simulação, tampouco julgar se o modelo aqui obtido é o mais eficiente, mas sim apresentar um modelo útil e funcional, com convergência e boa precisão, dentro da proposta em se ter um modelo multifísico para simulações de soldagem *in-service*. Porém, a condição de contorno de simetria foi utilizada, pois modelos 3-D que resolvem escoamento são computacionalmente custosos.

A Figura 74 mostra a geometria 3-D criada com base nas dimensões reais do tubo e do modelo 2-D axissimétrico do tópico anterior. Também houve a inserção de entrada e saída de fluido com diâmetro de 50,8 mm (2"), equivalente às dimensões reais da bancada. Com a simulação da água no tubo também foi necessário a inserção de elementos esbeltos junto à superfície interna, onde se encontra a camada-limite do escoamento. O modelo k - ε utiliza uma

solução aproximada para o perfil de velocidades dentro da camada-limite, eliminando a necessidade de se simular numericamente o escoamento nessa região. Assim, a inserção de elementos refinados perto da parede, onde há maior gradiente térmico e de quantidade de movimento, facilita a convergência do modelo. Embora não esteja apresentado nesse trabalho, ressalta-se que modelos mais precisos como o $k-\varepsilon$ *low-Reynolds*, que simula a velocidade do fluido dentro da camada-limite até parede, também foi utilizado, porém sua convergência é muito mais crítica por requerer que a camada seja discretizada por elementos muito mais refinados, aumentando consideravelmente o tempo computacional. Na condição desse trabalho não houve grande diferença nos resultados que justificasse sua utilização.

O refinamento dos elementos nos cantos da geometria também foi necessário para que o modelo convergisse melhor e uma boa resolução do escoamento fosse obtida. Para reduzir o número de elementos, uma malha tetraédrica com função de expansão foi utilizada fazendo com que o tamanho dos elementos cresça longe das regiões de interesse. A condição de contorno de simetria foi aplicada no plano $y-z$ conforme mostra a Figura 74.

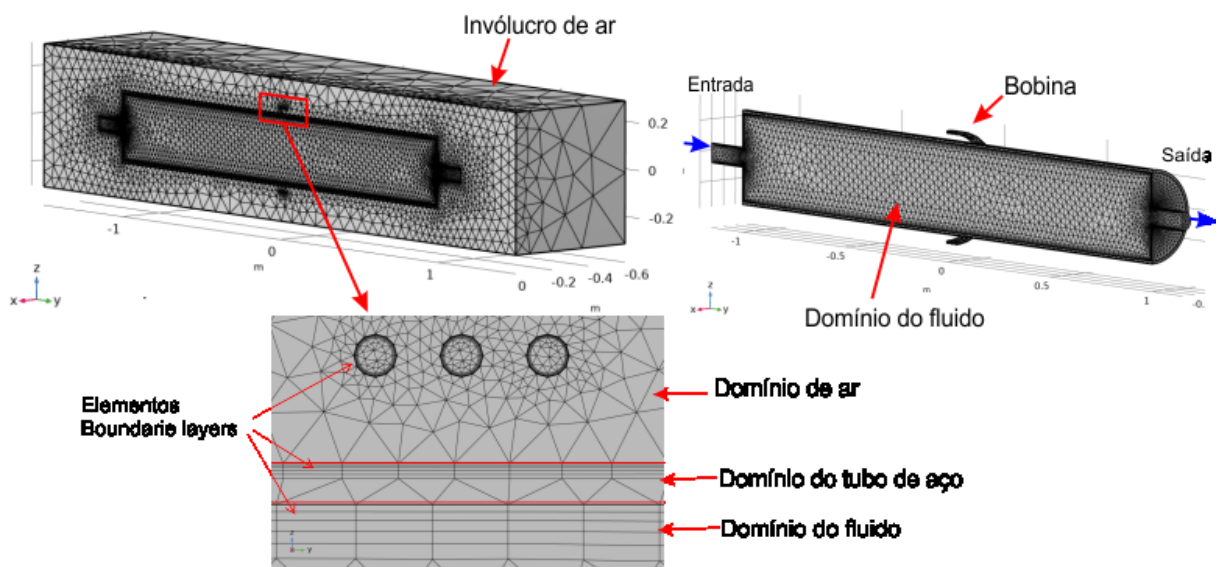


Figura 74. Principais elementos da geometria e da malha utilizada na simulação multifísica do aquecimento por indução acoplado com o fluxo do fluido.

Em relação às demais condições de contorno da física do escoamento, destacam-se as propriedades da água variando com a temperatura, de acordo com os valores do gráfico que pode ser visto na Seção de Anexos 2. As Figura 75 e Figura 76 mostram dois *plots* da velocidade de escoamento do fluido dentro do tubo para as vazões simuladas de 50 l/min e 380 l/min. A primeira mostra um mapa de calor em função da magnitude da velocidade (unidade de m/s) superposto por *stream lines* (função corrente) na cor preta que mostram a direção do

escoamento. A segunda imagem mostra apenas a função corrente com um mapa de calor em função da magnitude da velocidade, no qual a maior espessura da linha indica regiões de maior turbulência.

Verifica-se que na vazão de 50 l/min há um escoamento preferencial pela parte inferior do tubo, mostrando que a distribuição do fluxo não é homogênea e, portanto, o efeito da gravidade (g) é significativo nesse escoamento. A função corrente mostra que há uma intensa recirculação de fluido logo após a expansão de diâmetro na entrada, formando vórtices e que a magnitude da velocidade na parte superior do tubo é baixa, fato que contribui para a formação da ilha de calor em 12h por uma estratificação do fluido. Na condição com 380 l/min, a velocidade média do fluido é bem superior, chegando a 4 m/s na saída. No interior do tubo, ainda existem as zonas de recirculação para 380 l/min, porém a velocidade nesses pontos é maior que em 50 l/min, por exemplo, aumentando a troca térmica. Além disso, a função corrente dada pelas *stream lines* indica que o escoamento foi mais homogêneo para 380 l/min e obteve-se maior simetria entre as posições 12h e 6h. A maior velocidade e escoamento mais homogêneo contribuiu para que não se formasse o *hotspot*, o que em outras palavras pode ser entendido como um maior efeito da advecção do fluido, conforme visto empiricamente nas termografias.

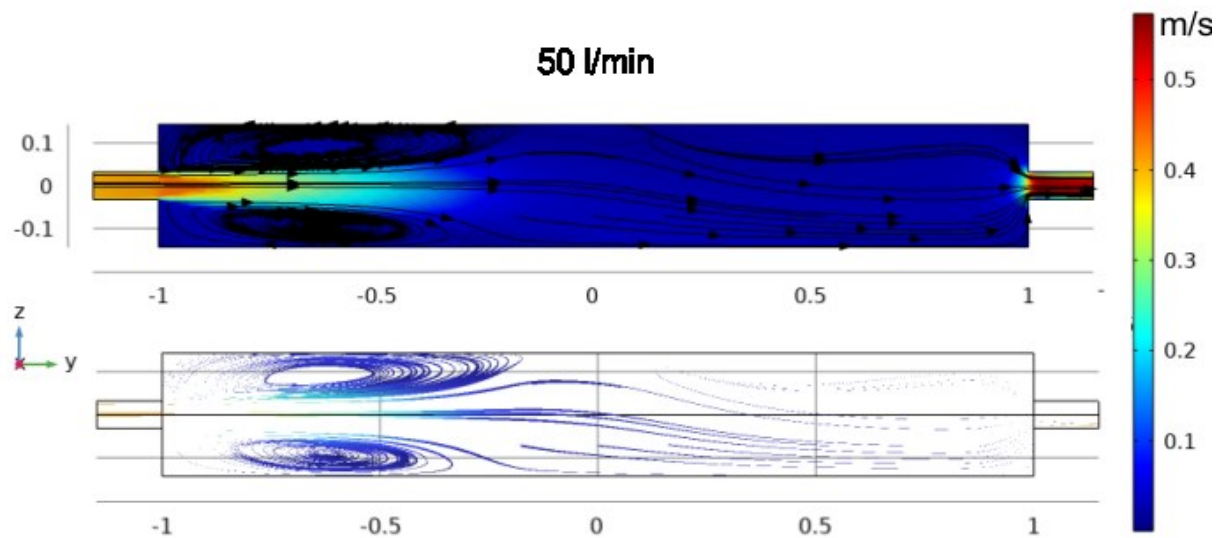


Figura 75. Perfil de velocidade e função corrente do fluxo para 50 l/min.

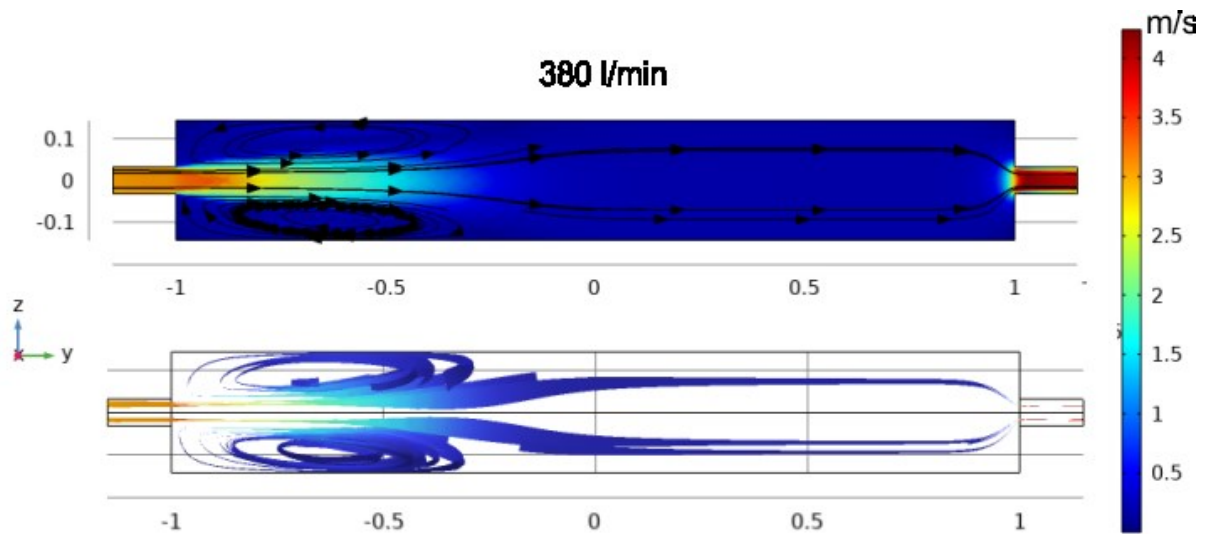


Figura 76. Perfil de velocidade e função corrente do fluxo para 380 l/min.

A simulação do escoamento é muito importante pois auxilia no entendimento e visualização de fenômenos que ocorrem na prática e que são de difícil medição experimental pois o fluido encontra-se encapsulado no tubo. Com relação à temperatura simulada na parede, a Figura 77 mostra a formação de *hotspot* para 50 l/min, o qual foi representado pela simulação de forma similar à obtida na prática. Houve uma ilha de temperatura bem mais alta na posição 12h que se estende para fora da bobina, porém, o erro no valor máximo de temperatura neste ponto foi relativamente grande quando se confronta a termografia e a simulação, acima de 450 °C e 250 °C, respectivamente. A principal causa para essa diferença é que o modelo em questão não simula um escoamento bifásico em caso de formação de vapor de água na parte interna do tubo. Essa formação de vapor junto a parede pode gerar uma espécie de isolamento térmico na interface líquido-sólido, elevando consideravelmente a temperatura nesse ponto. Como mostra Dhir [131], o vapor de água e formação de bolhas pode passar por diversos estágios junto à parede. Em seu estado inicial, o coeficiente de transferência de calor é aumentado exponencialmente até o ponto em que as bolhas que se formam desprendem-se da parede, promovendo uma grande extração térmica por advecção. Porém, em determinado ponto, quando há um superaquecimento da parede, ocorre a formação de uma película de bolhas com baixa condutividade térmica, produzindo um isolamento e elevando a temperatura nesse ponto. Por outro lado, a distribuição de temperaturas com 380 l/min, mostrada na Figura 78, na qual não houve uma grande ilha de calor, destaca que a simulação teve excelente concordância com a termografia da Figura 73, inclusive no valor máximo de temperatura na parede.

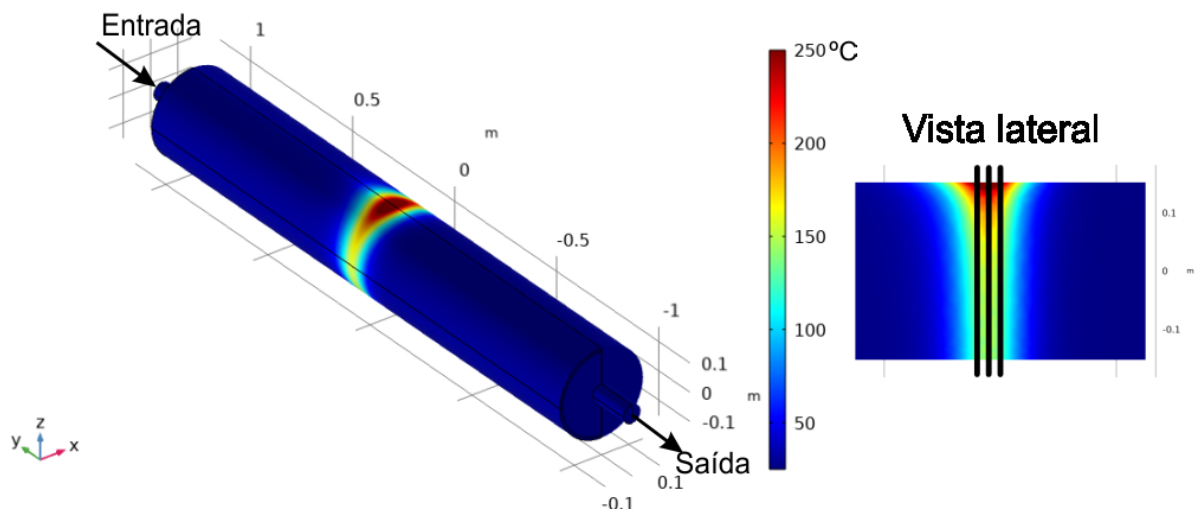


Figura 77. Distribuição de temperatura no tubo com 50 l/min em simulação do aquecimento por indução [<https://youtu.be/Rc7TI-KMsiE>].

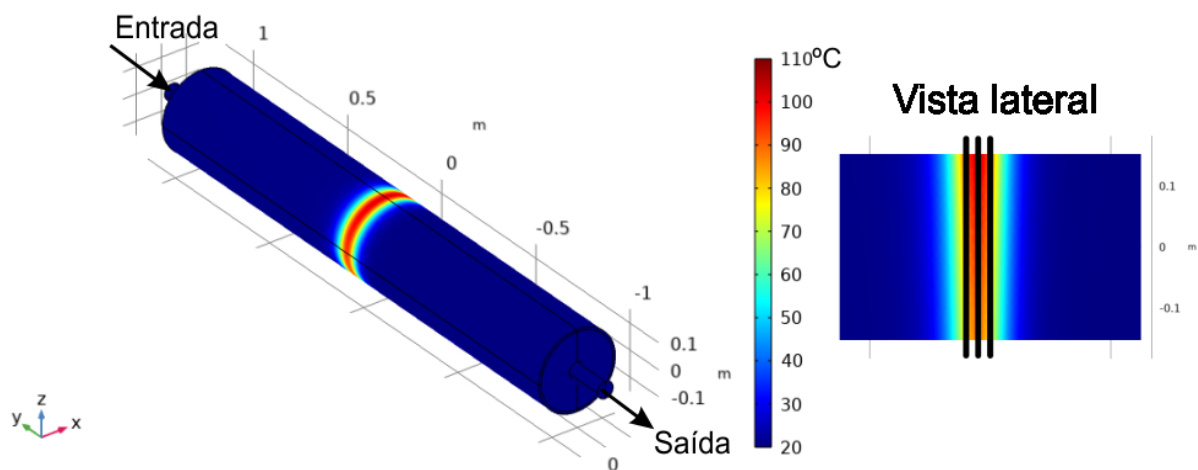


Figura 78. Distribuição de temperaturas no tubo com 380 l/min em simulação do aquecimento por indução [<https://youtu.be/O0jMhlcde8s>].

A temperatura máxima medida abaixo da bobina com termopar foi de 134 °C no experimento e 115 °C na simulação, um erro de aproximadamente 14%. Esse erro é menor na região fora da bobina onde a temperatura é mais baixa. Para 380 l/min o *hotspot* foi pequeno e para efeito prático inexistente, sendo apenas identificado por meio da simulação já que a parede sob a bobina também está sob a manta isolante (manta de aramida) e, portanto, não é visível. Assim, fora da bobina onde é possível a soldagem, a distribuição de temperatura pode ser considerada simétrica comparando-se 12h e 6h, como mostra a simulação da Figura 78.

O modelo em questão representou muito bem as condições da prática quando não há a formação de um *hotspot* intenso e, hipoteticamente, pouca presença de vapor de água, pois as

propriedades de entrada do fluido consideram a variação de densidade com o aquecimento. Porém, conforme discute Fontes [132] em simulação de escoamentos bifásicos, no caso de muito vapor e bolhas o resultado será afetado caso sua modelagem não seja considerada. Ainda assim, o modelo aqui criado pode ser utilizado para identificar e evitar condições onde haverá a formação de ilha de calor, como na situação de 50 l/min, por exemplo. Uma soldagem em operação ou uma qualificação de procedimento não é recomendada em caso de grande diferença de temperatura ao longo da circunferência do tubo, sob o risco de diferentes taxas de resfriamento, diferentes microestruturas e valores de dureza que podem reprovar um determinado trecho da solda. Portanto, é importante ressaltar que nesse trabalho apenas condições de não formação de *hotspot* na junta, como o caso do 380 l/min, foram consideradas nos ensaios de soldagem. Isso habilitou o modelo criado para a aplicação na previsibilidade da distribuição de temperaturas diante de um aquecimento por indução, visto a excelente concordância entre a temperatura simulada e a experimental. A Figura 79 mostra o gradiente de temperatura na parede externa do tubo a partir do fim da bobina, confrontando o resultado da simulação *versus* a medição com termografia para 380 l/min.

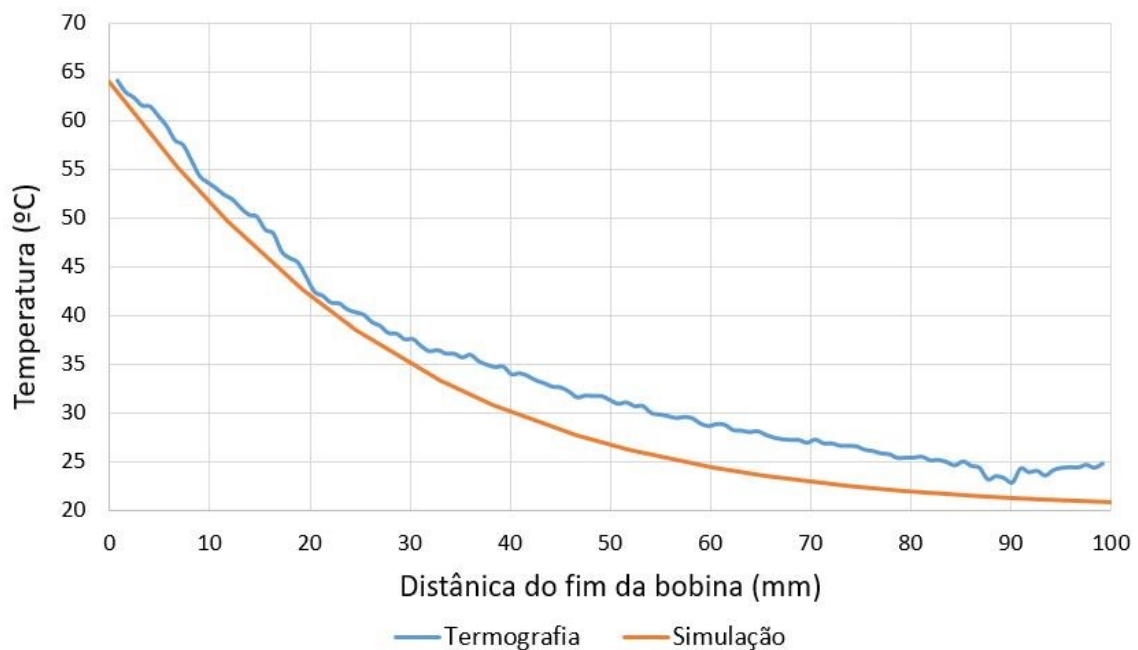


Figura 79. Perfil de temperatura na parede do tubo na região fora da bobina.

O efeito do tipo de escoamento sobre a distribuição de temperatura pode ser verificado simulando-se um caso plenamente desenvolvido, no qual a entrada e saída do volume de controle coincidem com o diâmetro do próprio tubo, eliminado efeito de recirculação. A Figura 80 e Figura 81 mostram respectivamente o perfil de velocidade e a distribuição de temperaturas para uma condição hipotética de baixa vazão (50 l/min), em uma seção de tubo de

2 m de comprimento com água, em um uma condição similar ao que seria uma aplicação de campo. Nesse caso, uma análise apenas do escoamento mostra que o perfil de velocidades é simétrico (Figura 80) e não há a formação de um escoamento preferencial pela parte inferior do tubo e nem a formação de zonas de recirculação como anteriormente na Figura 75. Para essa vazão, o escoamento estaria em uma zona turbulenta com um número de Reynolds de 3500.

Mesmo assim, ainda se verifica uma diferença de temperatura de aproximadamente 45 °C entre 12h e 6h. No entanto, longe do centro da bobina essa diferença é muito menor, conforme o perfil de temperaturas na parede mostrado na Figura 81. A temperatura mais alta em 12h mostra que mesmo em um caso de escoamento plenamente desenvolvido, com baixa vazão há uma componente de atuação do empuxo.

É importante ressaltar que, em campo, reparos reais em tubulações também podem ser realizados com o fluido estagnado ou com vazão muito baixa para redução da pressão na linha. Em uma condição como essa, a movimentação do mesmo dentro do duto perante um aquecimento por indução ocorrerá por um efeito puramente da convecção natural (empuxo) com a predominância da troca de calor por condução e uma ilha de calor será formada diante de um aquecimento do tubo por bobinas enroladas, chegando em uma condição similar à mostrada anteriormente com 50 l/min.

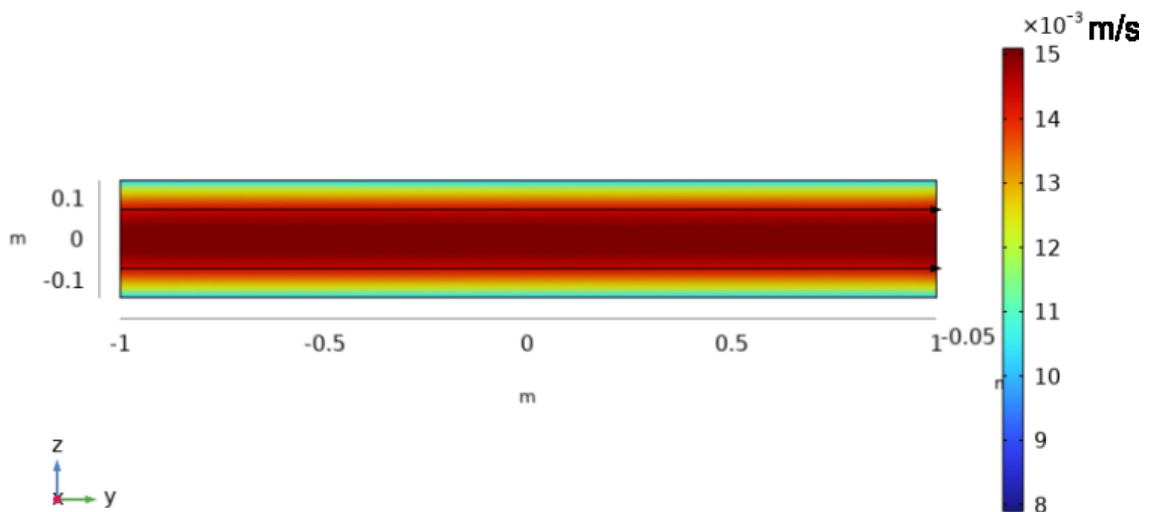


Figura 80. Simulação do escoamento plenamente desenvolvido para vazão de 50 l/min.

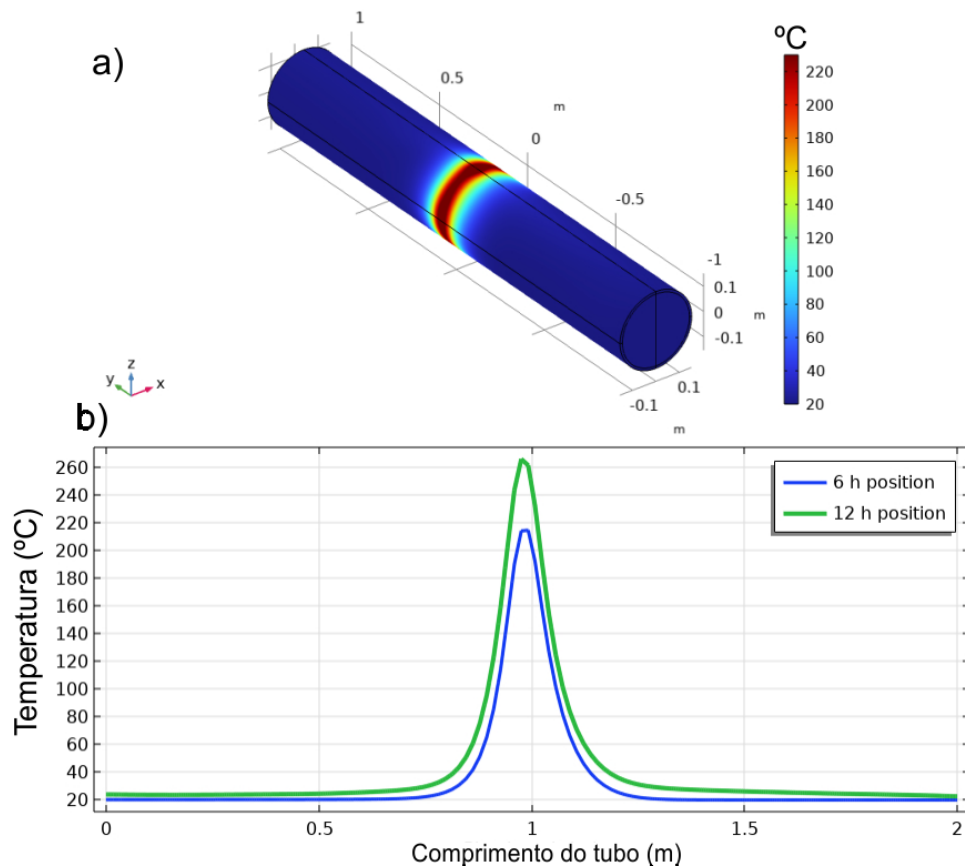


Figura 81. Simulação da temperatura em aquecimento por indução para um escoamento plenamente desenvolvido com vazão de 50 l/min. Em a) Temperatura em vista isométrica; b) Gráfico comparando as temperaturas nas posições 12h e 6h [<https://youtu.be/3VQDwjlgCaE>].

4.1.3 Coeficiente de troca de calor por convecção e otimização do tempo de simulação para o modelo multifísico

Um dos objetivos da simulação do escoamento é a obtenção do fluxo de calor na parede interna que, de acordo com a lei do resfriamento de Newton, depende de três fatores: do coeficiente pelicular (h); da diferença de temperatura entre a parede e o fluido; e da área de contato entre ambos. No caso da soldagem *in-service* o fluxo de calor também representa a magnitude da temperatura atingida na parede e o quão rápido ocorrerá o resfriamento da microestrutura. Para a construção de um modelo multifísico que englobe também a soldagem, o qual será mostrado detalhadamente na Seção 5.4.2, o fluxo de calor também pode ser interpretado como uma condição de contorno de entrada, ao invés de ser uma grandeza simulada simultaneamente pela solução das equações de Navier-Stokes.

A quantidade de calor extraída por convecção e o coeficiente h dependem das propriedades físicas do fluido, das propriedades do escoamento, e da superfície de contato. Os

mesmos podem considerados em um modelo multifísico de duas maneiras: a primeira consiste no método empregado até o momento, o qual simula simultaneamente o escoamento junto com as demais físicas, fazendo com que o modelo seja implementado dessa forma para todo e qualquer teste que se deseja fazer. Para exemplificar é necessário apresentar uma etapa mais avançada do modelo que será detalhada adiante na Seção 5.4. O modelo da Figura 82 mostra os resultados no pós-processamento de uma simulação transiente multifísica, com a inserção de uma etapa de soldagem orbital de dupla-calha, na qual todas as físicas consideradas no problema foram programadas para serem solucionadas simultaneamente (Indução + Fluidos + Transferência de Calor). Um modelo completo como esse é bastante complexo e diversas considerações devem ser avaliadas, a começar pela construção da malha, a qual deve ser feita com refinamentos em regiões que apresentarão maior erro, como por exemplo, as entradas e saídas de fluido, próximo das superfícies de contato sólido-líquido, além do local onde está presente a fonte de calor da soldagem. Esse refinamento localizado também facilita a convergência do modelo, que é mais complexa pelo envolvimento de diferentes físicas solucionadas simultaneamente.

Um modelo transiente que resolva o problema por completo de forma simultânea demanda muito tempo computacional, tornando-o inviável. O modelo da Figura 82, por exemplo, levou aproximadamente 12 h para simular 30 segundos de uma análise transiente de soldagem em operação. Nesse quesito, a praticidade que testes de simulação podem trazer se torna questionável.

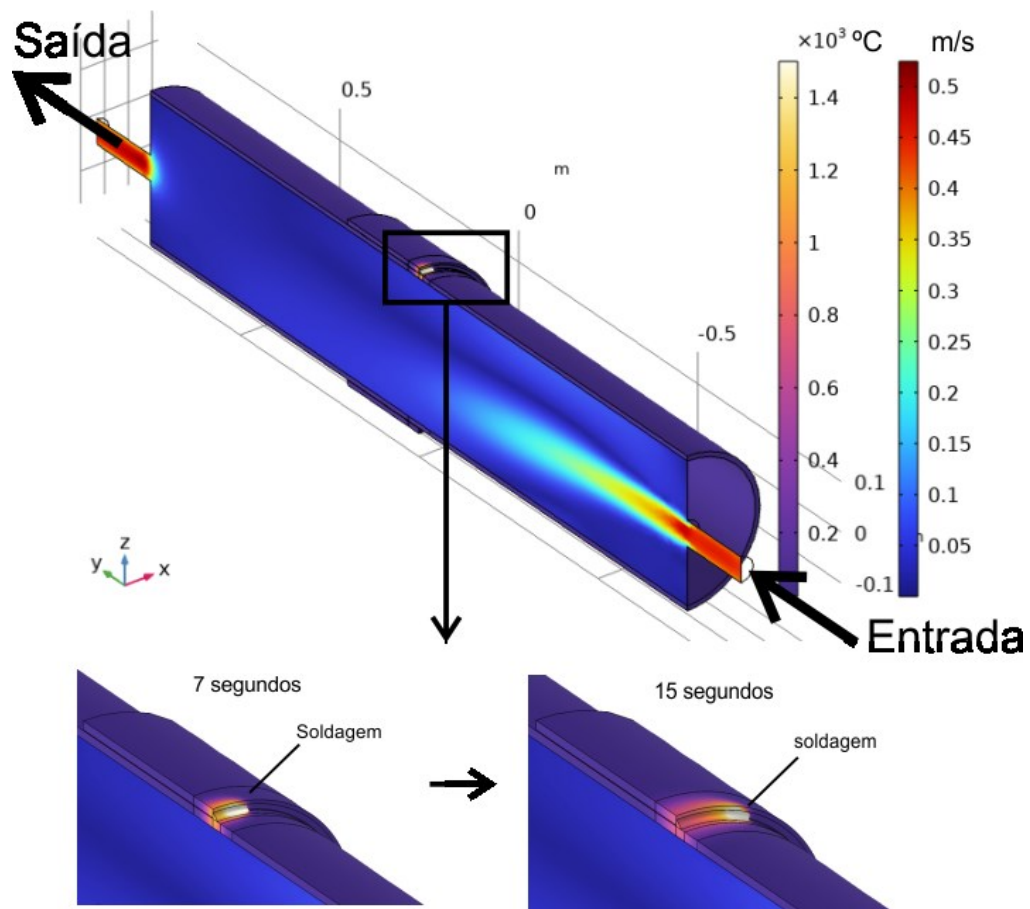


Figura 82. Simulação multifísica de soldagem *in-service* com água em vazão de 50 l/min.
[\[https://youtu.be/a0lsCM8GzVw\]](https://youtu.be/a0lsCM8GzVw)

A vantagem dessa abordagem simultânea é que a quantidade de calor removida pelo fluido é calculada iterativamente durante cada *step* do processamento, em uma abordagem totalmente acoplada, de modo que o coeficiente pelicular na parede interna é um dado de saída e não uma condição de contorno de entrada, diferente dos exemplos tradicionais de simulação da literatura que utilizam equações analíticas e coeficiente pelicular com valor constante na parede interna, como os apresentados na seção de Revisão Bibliográfica [15,112]. Literaturas clássicas da transferência de calor como Bejan [133] e Incropera et al. [134] mostram que o coeficiente h muda localmente na superfície e em alguns casos o uso do valor constante não representa o que de fato ocorre na prática. Equações como as utilizadas por Sabapathy [87] consideram um escoamento plenamente desenvolvido (uma condição de campo sem recirculação), a qual é totalmente diferente do visualizado nos testes em bancada de laboratório (conforme os indicados pela API 1104 anexo B [10]), onde há corpos de prova de comprimento reduzido por questões de espaço físico.

Nesse contexto, insere-se a segunda forma de consideração do fluxo de calor na parede interna que é a entrada do coeficiente h diretamente como uma condição de contorno. Porém, ao invés de se considerar as equações analíticas já existentes na literatura ou assumir o valor de um h constante - abordagens utilizadas em outros trabalhos de simulação que apresentam erro relativamente grande no resultado final - o coeficiente foi obtido a partir de uma simulação prévia do escoamento em sua condição próxima da real, como a da Figura 82. Isso permite o levantamento de uma expressão para h em função da temperatura.

Em outras palavras, uma simulação de um determinado escoamento (50 l/min e 380 l/min) com um aporte de calor como os mostrados na Figura 82 foram rodados previamente, dando origem à um coeficiente pelicular interno que varia localmente em função do escoamento, do fluxo de calor, da diferença de temperatura, e da vazão. Esse coeficiente foi então calculado no pós-processamento aplicando-se a lei do resfriamento de Newton e então acoplado como uma função matemática e condição de contorno de entrada na física do *heat transfer* do modelo multifísico da Seção 5.4.2.

Desse modo, não há a necessidade de toda a simulação da soldagem implementar o fluido de forma simultânea, reduzindo o tempo computacional consideravelmente, desde que a vazão e a condição do corpo de prova sejam as mesmas. Além disso, a não necessidade de modelar o escoamento abre a possibilidade de se trabalhar com modelos de geometria reduzida, já que o domínio do fluido não precisa ser calculado (como será mostrado na 5.4.2), mas ainda mantendo o coeficiente h na parede interna com base num escoamento real e não em equações analíticas para escoamento plenamente desenvolvido.

A Figura 83 mostra no pós-processamento uma vista da parede interna do tubo, na qual estão plotados a densidade de fluxo de calor, a temperatura e o coeficiente pelicular obtidos para o escoamento nas vazões de 50 l/min e 380 l/min. Os gráficos da Figura 84 e da Figura 85 mostram como o coeficiente pelicular varia localmente com a temperatura da parede ao longo da linha transversal indicada pela cor vermelha. É, portanto, evidente que há uma relação da densidade de fluxo térmico com a temperatura (centro da fonte de soldagem) e o coeficiente pelicular local. Tal variação pode ser considerada na simulação ao invés de assumir um valor médio em toda a parede. Isso é válido também em regiões onde há recirculação e o h seria pequeno, onde a temperatura do fluido e a temperatura da parede são próximos. A ideia de variar o valor de h em função da temperatura também foi utilizada por outros autores na

literatura por meio de sistemas de equações [113,135], porém não voltados para a simulação de soldagem *in-service*.

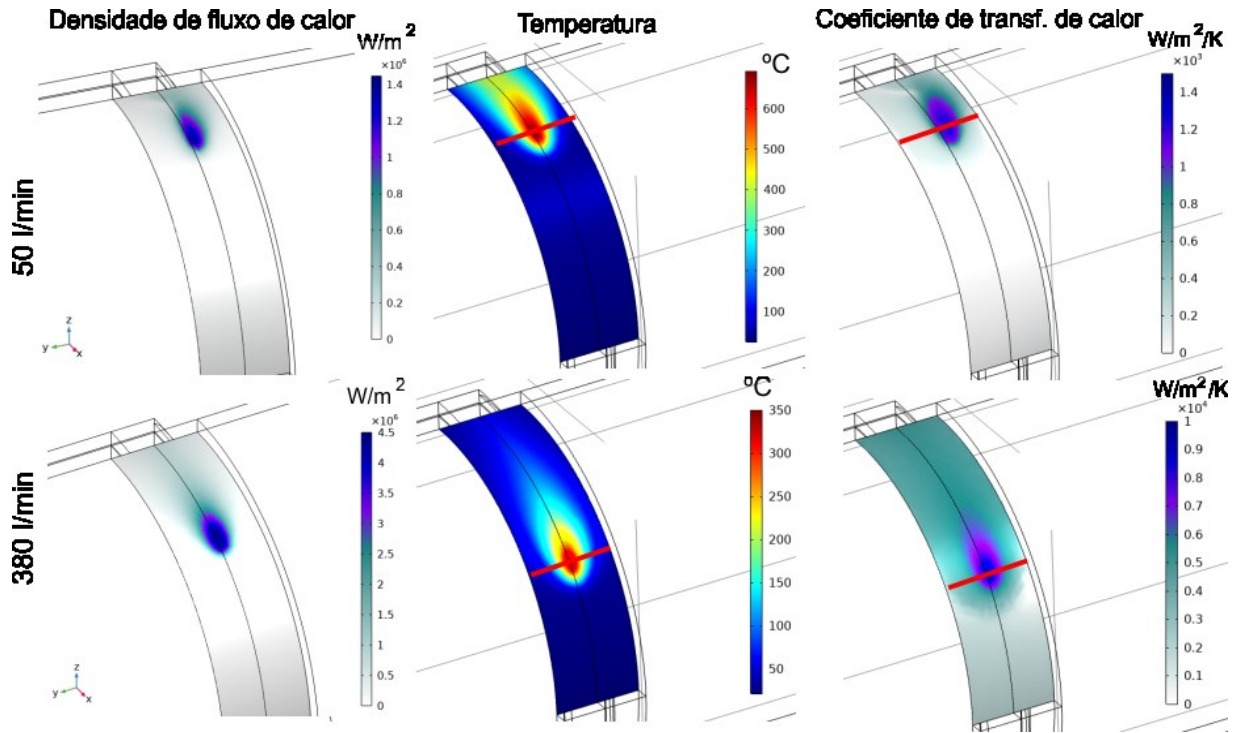


Figura 83. Densidade do fluxo de calor, distribuição de temperatura e coeficiente de transferência de calor na parede interna do tubo para as vazões de 50 l/min e 380 l/min.

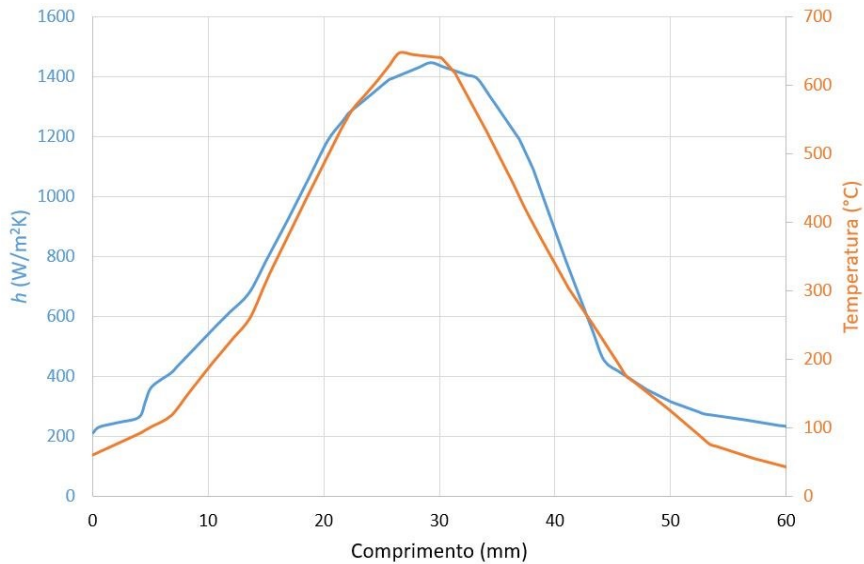


Figura 84. Variação do coeficiente pelicular em função da diferença de temperatura na seção transversal da fonte térmica para a vazão de 50 l/min.

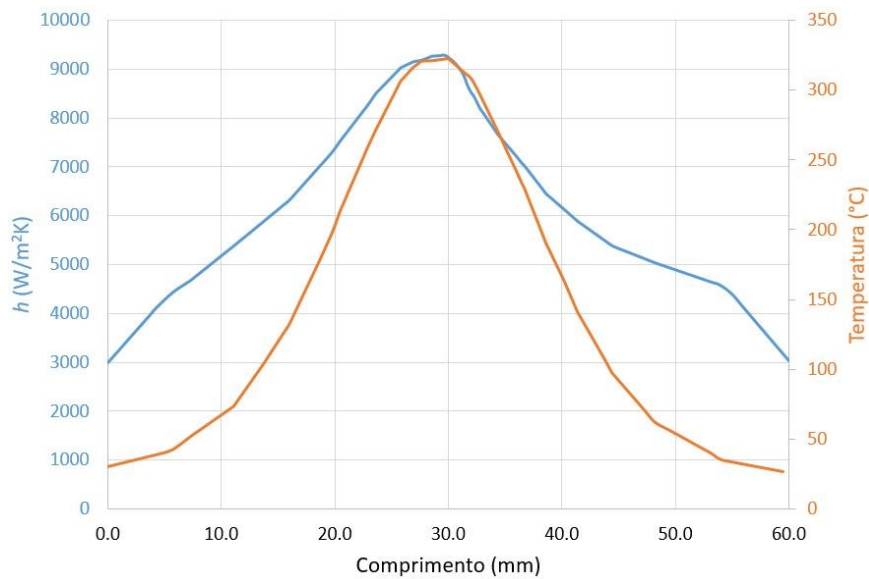


Figura 85. Variação do coeficiente pelicular em função da diferença de temperatura na seção transversal da fonte térmica para a vazão de 380 l/min.

A temperatura na parede interna foi maior para a vazão mais baixa, considerando um mesmo aporte térmico da soldagem. Isso concorda com o fato de que o coeficiente de transferência de calor também é menor e o mesmo vale para a capacidade de resfriamento. Para 50 l/min o h máximo foi de 1448 W/m²/K – no ponto onde se tem o maior fluxo de calor e diferença de temperatura entre a parede e o fluido – enquanto que para 380 l/min foi de 9276 W/m²/K. Com essa simulação prévia multifísica foi plotado o valor de h em função da temperatura na parede, conforme a Figura 86 e Figura 87, para 50 l/min e 380 l/min, respectivamente. As funções matemáticas que descrevem sua variação estão mostradas nas Equações 35 e 36. Essas funções são aplicadas como condição de contorno de entrada nas simulações com modelo reduzido da Seção 5.4.3, eliminando a necessidade de se computar o escoamento.

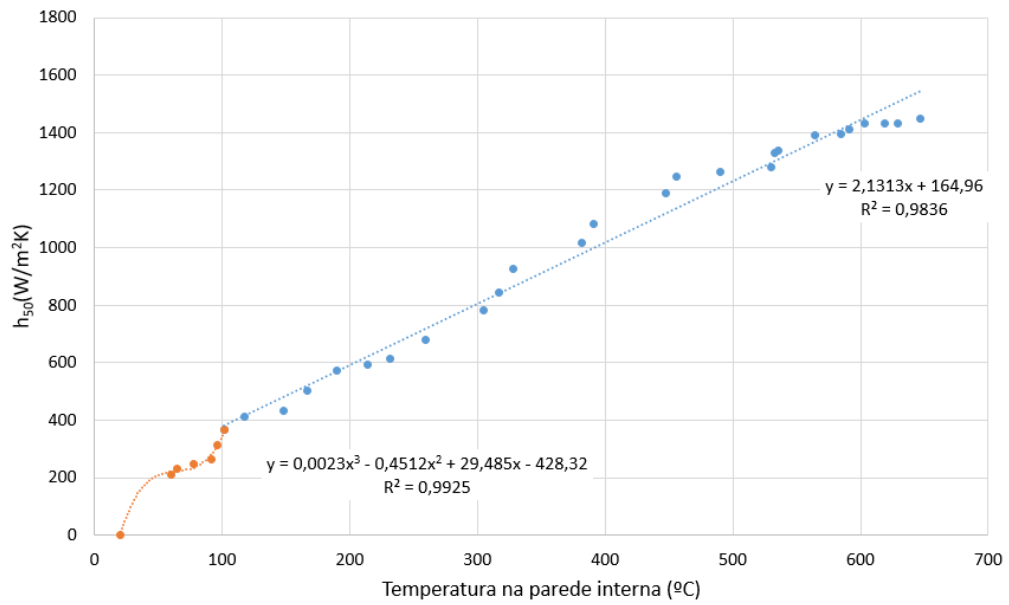


Figura 86. Coeficiente de transferência de calor por convecção (h) em função da temperatura para água em vazão de 50 l/min.

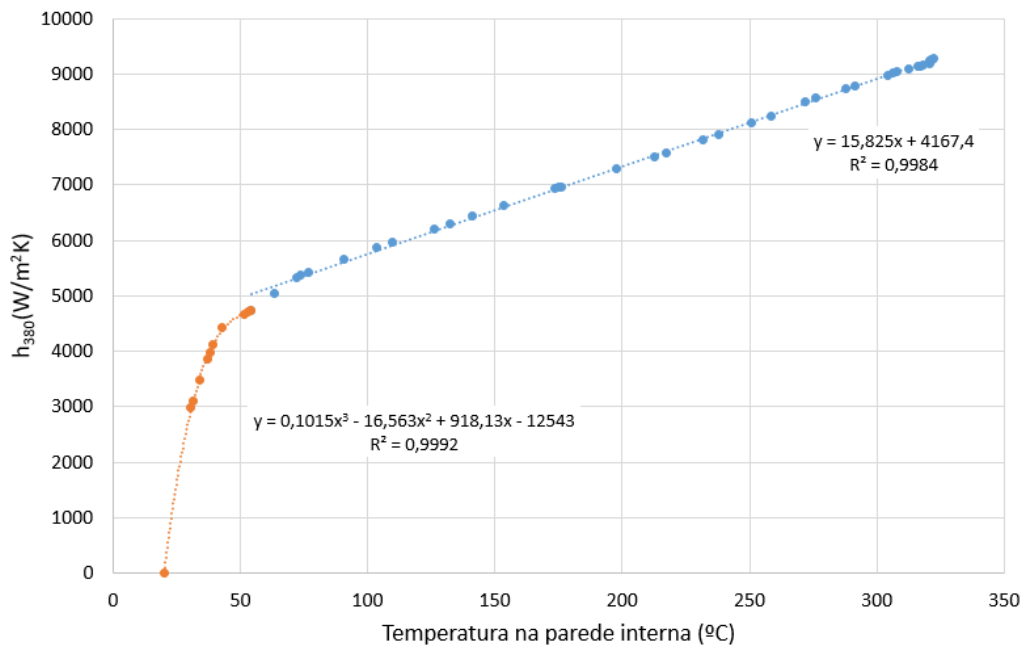


Figura 87. Coeficiente de transferência de calor por convecção (h) em função da temperatura para água em vazão de 380 l/min.

$$h_{50}(T) = \begin{cases} 0, & \text{se } T = 20^\circ\text{C} \\ 0,0023T^3 - 0,45T^2 + 29,48T - 428,32, & \text{se } 20^\circ\text{C} < T \leq 100^\circ\text{C} \\ 2,13T + 164,96, & \text{se } 100^\circ\text{C} < T \end{cases} \quad (35)$$

$$h_{380}(T) = \begin{cases} 0, & \text{se } T = 20^{\circ}\text{C} \\ 0.1015T^3 - 16.56T^2 + 918.13T - 12543, & \text{se } 20^{\circ}\text{C} < T \leq 55^{\circ}\text{C} \\ 15.825T + 4167.4, & \text{se } 55^{\circ}\text{C} < T \end{cases} \quad (36)$$

Essas correlações que consideram a variação do h localmente podem ser consideradas mais precisas que as equações analíticas de Sabapathy [87], pois os resultados das simulações dos ciclos térmicos de soldagem ficaram muito próximos dos experimentos, conforme será mostrado na Seção 5.4.3. Ressalta-se que na seção de Apêndices 3 é mostrada uma comparação do uso do h constante na parede interna *versus* o uso da metodologia aqui proposta pelas Equações 35 e 36. O principal resultado é que supor o valor constante não coincide com a taxa de resfriamento verificada nos experimentos, e eventuais modificações do aporte térmico na simulação, que modifica a temperatura na parede interna, não alteram o h .

A simulação também pode auxiliar na comparação da severidade térmica entre uma condição real de campo - na qual há um determinado hidrocarboneto em circulação no tubo - *versus* a condição de bancada de laboratório com *looping* de água. Sabe-se que inúmeros fluidos podem estar presentes em soldas de reparo, porém, para fins de comparação do h a Figura 88 mostra a simulação de uma situação de escoamento plenamente desenvolvido para o qual foi atribuído ao fluido as propriedades do óleo cru (*crude oil*). Para dados reais de vazão foi utilizado como referência o relatório do EWI [7], no qual foi testado experimentalmente o aquecimento por indução em uma condição de campo onde a maior vazão volumétrica foi de 2500 m³/h em um tubo de diâmetro de 34''. Com as devidas conversões, esse valor de vazão equivale a 41667 l/min e uma velocidade média (u) do fluido de aproximadamente 1.4 m/s. O coeficiente h calculado conforme a lei do resfriamento de Newton na etapa de pós-processamento mostrou um valor máximo na parede interna de 455 W/m²/K (Figura 89), abaixo daquele obtido com água em vazão de 50 l/min. Esse ponto concorda com os trabalhos de Bruce [67] e Sabapathy [87] no que tange à afirmação de que a água proporciona uma condição mais severa de resfriamento em testes de laboratório e a qualificação dessa maneira habilita o processo de soldagem para condições reais de campo, quanto à dureza de sua microestrutura.

O grande fator que torna a água um excelente fluido para resfriamento é a sua maior condutividade térmica que é aproximadamente três vezes maior que a do óleo cru a temperatura de 20 °C (293.15 K), conforme pode ser visto nas propriedades físicas da Seção de Anexos 2. Incropera et al [134] também apresentam que a viscosidade mais baixa da água contribui

significativamente para um maior h , sendo que de acordo com as propriedades físicas, esse fluido possui uma viscosidade dinâmica (μ) aproximadamente 20 vezes mais baixa que o óleo cru a 20 °C e aproximadamente 10 vezes mais baixa, próximo de 100 °C (373.15 K).

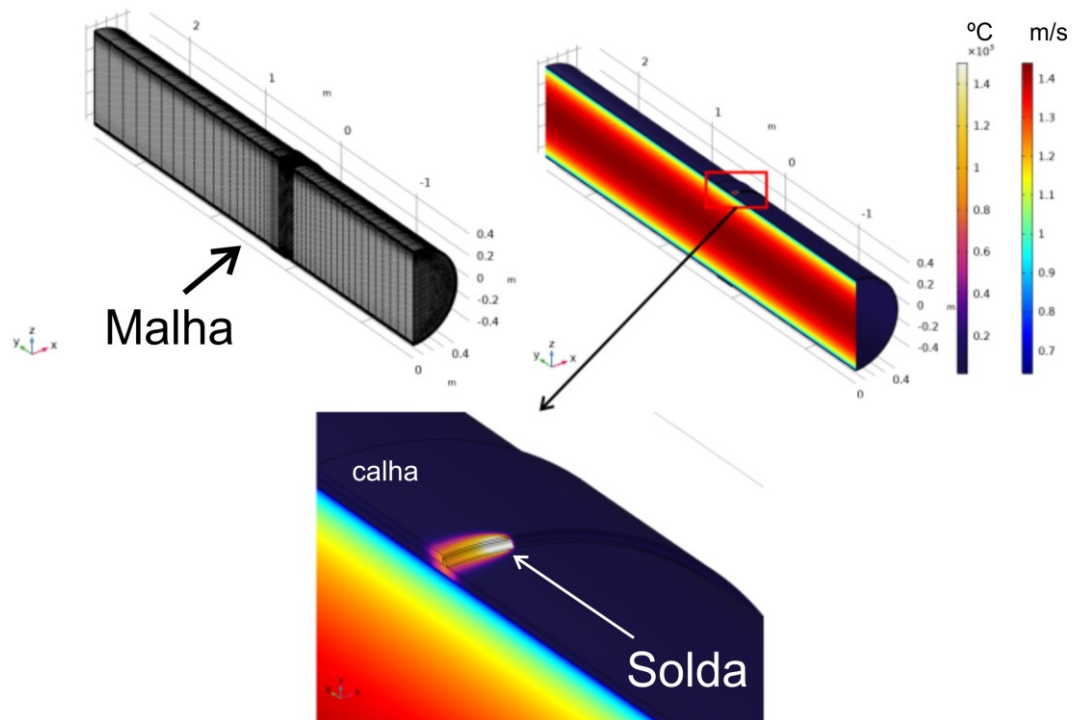


Figura 88. Modelo e resultados de simulação de soldagem de dupla-calha em tubulação de 34” conduzindo óleo cru com escoamento plenamente desenvolvido em vazão de 2500 m³/h (41667 l/min) [<https://youtu.be/wYharjcL5Ho>].

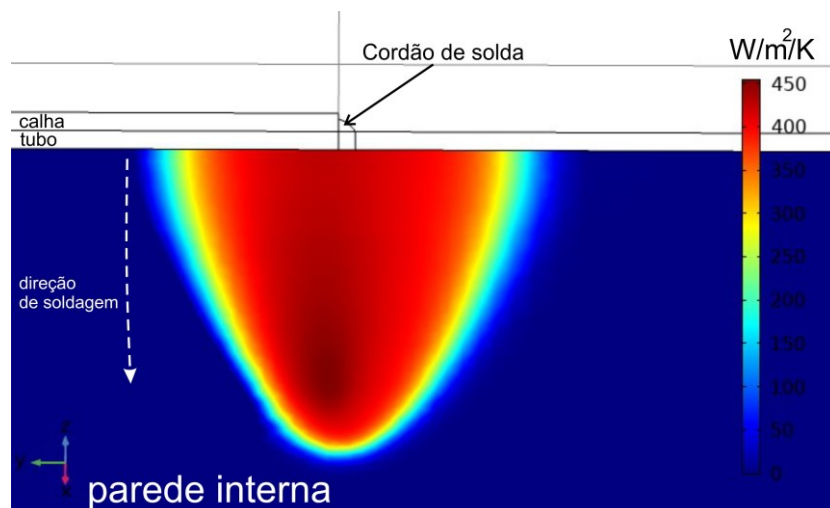


Figura 89. Vista da parede interna com plotagem gráfica do coeficiente h para tubulação de 34” conduzindo óleo cru com escoamento plenamente desenvolvido em vazão de 2500 m³/h (41667 l/min).

Conforme verificado numericamente, a vazão de 380 l/min proporciona um h relativamente grande, dificultando com que se atinja um nível de pré-aquecimento maior do tubo por meio da indução. Além disso, em comparação com condições de campo com a

presença de óleo cru, o emprego de água estará em uma condição mais severa em termos da taxa de resfriamento, mesmo na vazão de 50 l/min. O uso de água em baixa vazão facilita com que se atinja uma temperatura mais elevada na parede do tubo devido à redução do h , e isso facilita o estudo do efeito que um pré-aquecimento mais elevado pode ter sobre a dureza e microestrutura da solda.

Conforme visualizado anteriormente, o principal problema envolvendo baixas vazões na configuração de bancada horizontal foi a formação de ilha de calor na posição 12 h. Partindo da hipótese que este efeito ocorre pela convecção natural, uma forma de evita-lo seria a soldagem com o tubo na posição vertical, na qual o empuxo da convecção natural atuaria na mesma componente que o fluxo do fluido e as moléculas aquecidas seriam carregadas pelo mesmo em direção a saída. Porém, uma configuração vertical, pelo lado da soldagem, não traria uma qualificação ideal, pois o processo ocorreria em uma configuração diferente da orbital enfrentada em reparos por dupla-calha de campo. Para sobrepujar tal problemática o tubo foi inclinado em 45° e o escoamento simulado novamente. Conforme mostra a Figura 90 o *hotspot* foi eliminado em uma análise transiente de 600 s (10 minutos) de aquecimento. Como o comprimento do tubo foi reduzido de 2 m para 1 m - devido ao espaço físico do laboratório - a recirculação ocorre em praticamente todo o tubo como pode ser visto na Figura 91, mas uma componente do empuxo atua na mesma direção v do fluxo, carregando as moléculas aquecidas de água para a parte superior onde está a saída do escoamento e evitando o acumulo de bolhas na região do aquecimento por indução (sob a bobina).

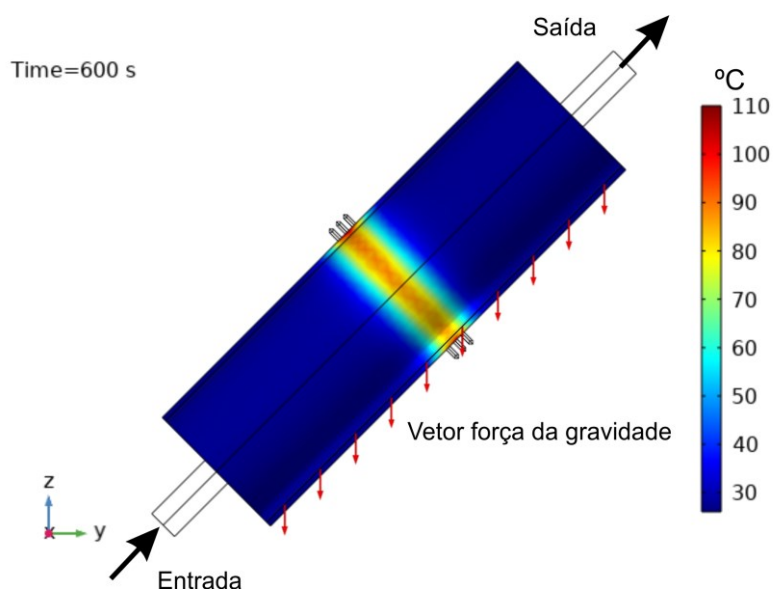


Figura 90. Distribuição de temperatura em simulação do aquecimento por indução em tubo inclinado 45°.

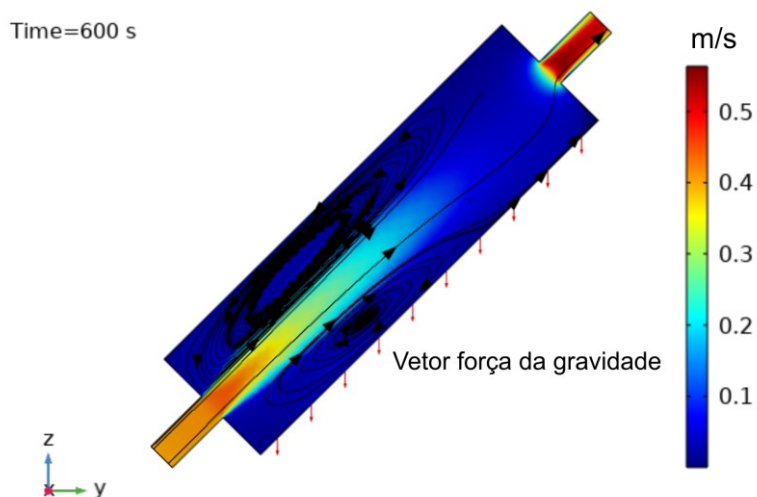


Figura 91. Campo de velocidade e função corrente para simulação do escoamento em tubo inclinado 45°.

A Figura 92 mostra uma comparação da distribuição de temperaturas entre a termografia do tubo com inclinação de 45° e a simulação em FEM da respectiva condição, além dos perfis de temperatura medidos a partir da extremidade da bobina. O gráfico mostra uma excelente concordância entre a simulação e a termografia, validando o modelo e suas condições de contorno.

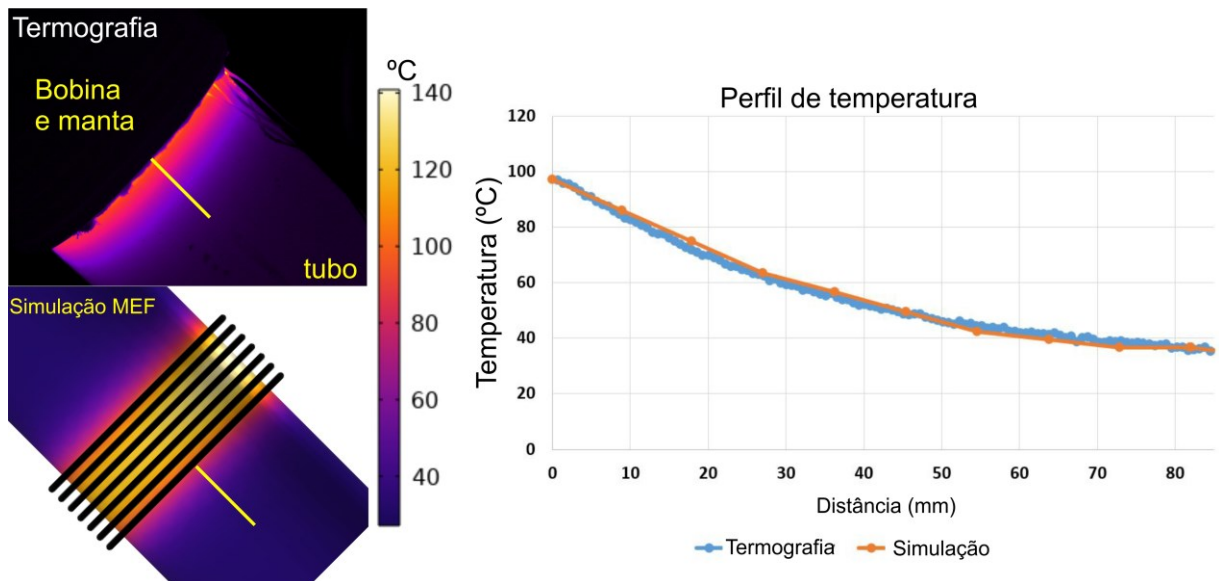


Figura 92. Perfil de temperatura sobre a parede do tubo fora da bobina para a condição de tubo inclinado.

A Tabela 10 mostra dados do escoamento das diferentes condições ensaiadas e simuladas comparando os valores do h , do número de Nusselt e do Reynolds que caracterizam o escoamento e a transferência de calor. O maior h foi identificado com a vazão mais alta (380 l/min), porém mesmo na vazão de 50 l/min a severidade térmica foi maior que uma condição simulada usando como entrada dados reais de operação em oleoduto. Em todos os casos o Nusselt possui um valor relativamente alto, dentro do esperado em escoamentos turbulentos e, portanto, a transferência de calor por advecção é muito maior que a difusão. Pode-se afirmar que todas as condições simuladas e testadas empiricamente estão no regime de escoamento turbulento, apresentando Reynolds acima de 4000.

Tabela 10. Dados característicos de cada escoamento simulado e testado empiricamente.

	50 Horizontal	380 Horizontal	Óleo cru em campo	50 Plenam. Desenvolvido	50 Inclinado
h máx (W/m ² K)	1448	9276	456	1396	3143
Nusselt	735	4957	1928	709	1639
Reynolds	10687	67255	136537	4479	9364

5 ENSAIOS DE SOLDAGEM, RESULTADOS E DISCUSSÃO

De um modo geral a utilização da corrente pulsada se torna um avanço para aplicações *in-service* pela maior controlabilidade do processo, pelos menores níveis de hidrogênio difusível, eliminação de respingos (retrabalho) e menor susceptibilidade à falta de fusão. Quando embutida a possibilidade de se alternar a corrente, a soldagem com corrente pulsada também traz o benefício da maior flexibilidade no aporte térmico sobre a peça, pois é possível trabalhar-se com a porcentagem de eletrodo em polaridade negativa (%N) para a obtenção de diferentes resultados.

Dessa forma, esta seção apresenta resultados e a discussão em termos científicos da parametrização de uma onda pulsada, tanto para o GMAW-P DC quanto para o GMAW-P AC. Essa nova metodologia traz o emprego da filmagem em alta velocidade como suporte e também do aperfeiçoamento das equações utilizadas nos cálculos dos parâmetros da corrente alternada. Adicionalmente, é mostrado um estudo acerca da correlação entre o diâmetro de gota e a %N no GMAW-P AC.

5.1 Definição dos parâmetros do GMAW-P DC com método assistido por filmagem em alta velocidade (*High Speed Videography*)

Um denominador comum na literatura a respeito da parametrização do processo GMAW-P DC é que o mesmo deve atender a dois critérios essenciais para a sua estabilidade: *critério da taxa de fusão e critério da transferência metálica* [30-32,35,36]. O primeiro deles diz respeito ao ponto em que há um equilíbrio da taxa de fusão e o comprimento do arco é mantido constante ao longo do tempo. Em outras palavras esse ponto pode ser chamado de ponto de estabilidade do processo. O segundo critério indica a necessidade de uma condição que garanta a transferência metálica por voo livre, ou seja, sem o contato do arame com a peça. Tal comportamento, também chamado de transferência em spray, é visto no GMAW convencional a partir de um determinado nível de corrente conhecida como corrente de transição (*I_t*).

A taxa de fusão pode ser aproximada por uma expressão linear que representa os pontos de operação levantados empiricamente nesse trabalho, conforme o gráfico da Figura 93. Por exemplo, a partir de uma $V_a=7,5$ m/min, ponto de estabilidade que resulta em uma corrente média de 244 A, a transferência das gotas começa a ocorrer por voo livre em uma condição de

estabilidade, conforme mostra o frame *A* da filmagem em alta velocidade. Nesse ponto as gotas não são tão grandes e o arco é mantido estável. Esse valor de corrente e V_a é o *threshold* que se conhece por corrente de transição (I_t), isso dentro das condições utilizadas nesse trabalho. O aumento da velocidade de arame e conseqüentemente da corrente resulta naturalmente na redução do tamanho das gotas transferidas da ponta do arame, conforme mostram os frames B e C referentes aos pontos de 9,5 m/min e 10,5 m/min, respectivamente.

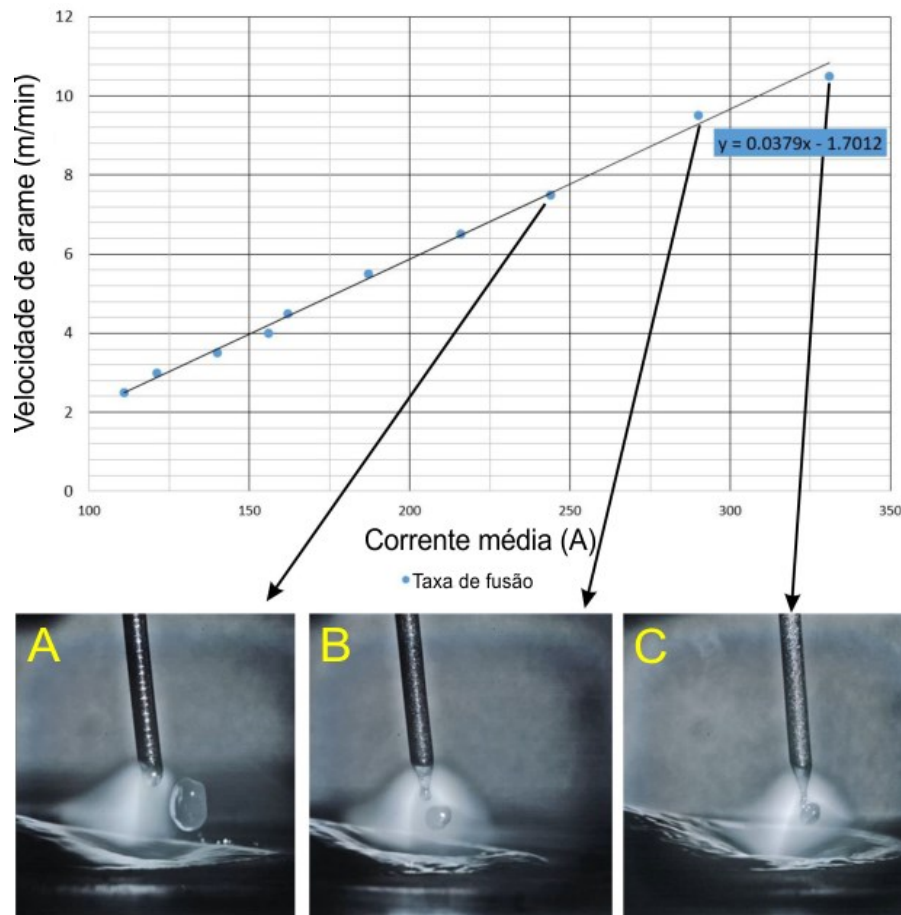


Figura 93. Taxa de fusão de arame e corrente de transição para voo livre levantado empiricamente na polaridade positiva. Eletrodo ER70S-6, com diâmetro de 1,2 mm, gás de proteção Ar+8%CO₂, DBCP=17 mm e $V_s=30$ cm/min [<https://youtu.be/U3unJe9qzPE>].

O segundo critério na corrente pulsada, o da transferência metálica, visa garantir que ocorra o destacamento da gota pela existência de uma força eletromagnética suficientemente grande durante uma determinada fase chamada de *pulso*. Em outras palavras, esse critério visa proporcionar a característica vista na transferência por spray, mesmo para velocidades de arame que naturalmente resultariam em valores de corrente média abaixo de I_t , nas quais a transferência seria por curto-circuito ou um globular com gotas grandes que geram um arco

instável [31,36]. Para que esse destacamento seja garantido majoritariamente pela força eletromagnética a corrente de pulso (I_p) deve ser obrigatoriamente acima de I_t . Da mesma forma, o período em que a corrente permanece acima de I_t , ou tempo de pulso (tp), deve ser o mínimo suficiente para que haja a formação da gota e o seu destacamento. A filmagem em alta velocidade da Figura 93 possibilitou definir o tempo mínimo que o pulso de corrente deve possuir para que uma gota de um determinado diâmetro seja destacada por meio da força eletromagnética. Esse tempo foi definido como o intervalo médio entre o destacamento de duas gotas consecutivas monitoradas na transferência em spray. Os valores de frequência de destacamento das gotas, o tempo de destacamento (T_d) e o volume médio das gotas obtido na filmagem, para as 3 condições acima de I_t , são mostrados na Tabela 11.

Tabela 11. Características de destacamento em voo livre para arame ER 70S-6 com 1,2 mm de diâmetro e gás de proteção Ar+8%CO₂.

Va (m/min)	Im (A)	Frequência (Hz)	Td (ms)	Volume da gota (mm ³)	Diâmetro de gota (mm)
7.5	244	52	19.2	2.537	1.7
9.5	290	181	5.5	0.942	1.2
10.5	331	344	2.9	0.604	1.1

Na literatura alguns autores utilizam uma abordagem semelhante, porém com um foco em encontrar uma relação matemática entre a corrente de pulso e o tempo de destacamento que possibilite se obter uma faixa de valores que garantem a transferência da gota, tornando o processo de parametrização das variáveis da corrente pulsada demasiadamente complexo, além de que alguns pontos das faixas calculadas teoricamente não se tornam aplicáveis pela própria limitação da dinâmica eletrônica dos equipamentos [31]. Portanto, o que de fato é necessário para se definir uma corrente de pulso (I_p) e um tempo de pulso (tp) não é uma faixa, mas sim que ambos estejam em coerência com os observados no GMAW convencional para um determinado diâmetro de gota desejado. Em outras palavras, com os dados da Tabela 12, sabe-se que uma corrente de 331 A destaca uma gota de 1.1 mm se o seu tempo de atuação for aproximadamente 2.9 ms.

Desse modo, para os ensaios de soldagem dessa tese a corrente foi aumentada para um pulso de 380 A, ou seja, acima dos 331 A necessários para uma gota de 1,1 mm. Baseando-se em ensaios preliminares, 380 A apresentou excelente estabilidade do arco e da transferência. O tp na prática também está ligado a dinâmica da fonte de soldagem, ou seja, sua capacidade em

aplicar corrente elevada em um curto espaço de tempo. O tp para uma I_p de 380 A foi calculado pela relação empírica de Amim [31] para arame de aço carbono 1,2 mm e um dado volume de gota desejado (nesse trabalho cerca de 0.604 mm^3). O resultado da equação foi um tp igual a 2.2 ms, porém esse valor foi aumentado para 2.7 ms para garantir o destacamento. Devido à dinâmica da fonte o tp é menor que o definido por conta das rampas de subida e descida da corrente, já que a onda não é perfeitamente retangular. O valor de 2.7 ms garantiu na prática 2.2 ms de pulso, conforme será mostrado adiante.

Com o fechamento dos parâmetros de pulso e a garantia do destacamento da gota (critério 2), resta a definição da fase de base, composta pelo tempo de base (tb) e pela corrente de base (Ib). Para tal, primeiramente foi necessário o cálculo do período total (T) necessário para o destacamento de um determinado volume de gota dado pela Equação 37.

$$T = \frac{2 \cdot d_g^3}{3 \cdot d_e^2 \cdot Va} \quad (37)$$

Onde, dg é o diâmetro de gota [mm]; de é o diâmetro do eletrodo [mm]; Va é a velocidade do arame [mm/s].

Para a soldagem orbital da dupla-calha desse trabalho foi escolhida a utilização de uma $Va = 6,0 \text{ m/min}$ (100 mm/s) que proporciona uma taxa de deposição suficiente para o preenchimento completo da junta sobreposta mostrada na Figura 59 da Seção 3.2. Sendo assim, calculando T pela Equação 35 para um $dg = 1,1 \text{ mm}$ e $de = 1,2 \text{ mm}$, o resultado é um período $T = 6,2 \text{ ms}$. Como T é a soma dos tempos de pulso (tp) e base (tb), basta calcular a diferença entre T e tp , para se encontrar um $tb = 3,5 \text{ ms}$. O último parâmetro para completar a onda pulsada em DC é a corrente de base (Ib). Primeiramente deve-se buscar atender ao critério 1, ou seja, manter um comprimento de arco visivelmente constante por meio do equilíbrio entre a taxa de fusão e a velocidade de arame. Portanto, a corrente média deve ser a mínima que mantém um arco constante para uma determinada Va . Para tal, a corrente média foi assumida como 200 A, a necessária para fundir $6,0 \text{ m/min}$ de forma coerente com o gráfico da taxa e fusão em polaridade positiva da Figura 93. Isso possibilita por meio do arranjo da Equação 38 o cálculo de Ib , que foi 60 A. A Tabela 12 sumariza os parâmetros levantados nesse trabalho para a soldagem com o GMAW-P DC.

$$I_m = \frac{I_p \cdot t_p + I_b \cdot t_b}{t_p + t_b} \rightarrow I_b = \frac{I_m(t_p + t_b) - (I_p \cdot t_p)}{t_b} \quad (38)$$

Tabela 12. Parâmetros de soldagem utilizados e medidos com sistema de aquisição de sinais para a variante GMAW-P DC.

Parâmetros GMAW-P DC	
Corrente de pulso (I_p)	380 A
Tempo de pulso (t_p)	2.7 ms
Corrente de base (I_b)	60 A
Tempo de base (t_b)	3.5 ms
Corrente média (I_m)	200 A
Tensão média (U_m)	26.0 V
Potência média (P_m)	6060 W
Corrente eficaz (I_{ef})	241 A
Tensão eficaz (U_{ef})	26.4 V
V_a	6 m/min
DBCP	17 mm
V_s	30 cm/min
Gás de proteção	Ar+8%CO ₂

O monitoramento do processo mostrado na Figura 94, utilizando a medição dos sinais elétricos e a filmagem em alta velocidade, mostra que o destacamento da gota ocorreu durante o período de base. Conforme mencionado anteriormente na Seção 2.2.1, a literatura considera a etapa de base como sendo a melhor fase para o destacamento, pois a gota é impingida na poça de fusão com menor energia cinética devido a uma redução da força eletromagnética proporcionada pela menor corrente. Isso reduz a perturbação do material fundido e instabilidades da poça.

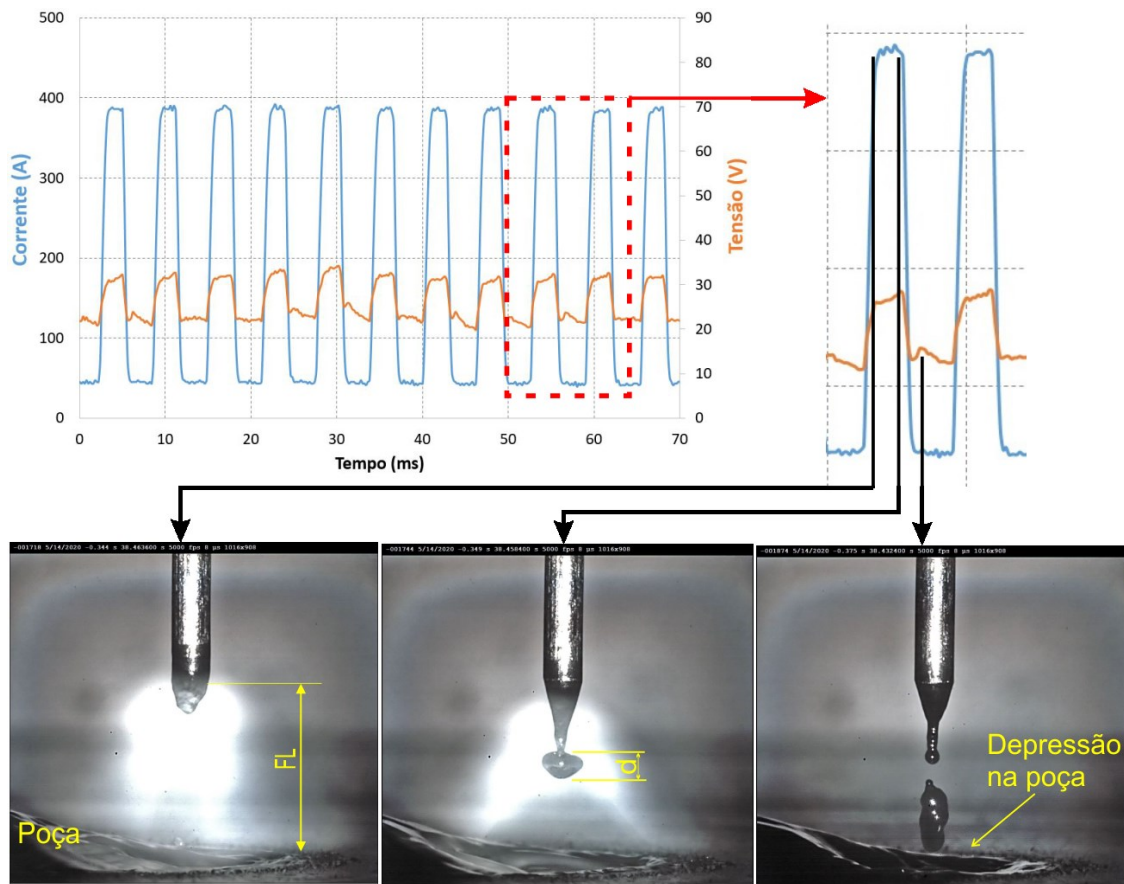


Figura 94. Sinais de corrente e tensão ligados com os respectivos frames de filmagem em alta velocidade para a variante GMAW-P em DC [<https://youtube.com/shorts/mJISilzePFA>].

Na videografia verifica-se que na fase inicial do pulso ocorre um aumento da taxa de fusão pela formação da gota e nesse ponto, a poça é mais rasa quando comparada ao terceiro frame (durante a fase de base). Durante o pulso ocorre então o crescimento da gota até o estiramento do metal líquido ao final do período, com o conseqüente destacamento da gota no início da fase de base, o qual é seguido por um leve aumento da tensão devido ao aumento da resistência elétrica pela redução da seção do arame e pela própria perturbação da gota no arco. Verifica-se que a poça é mais profunda na fase de base, mesmo antes da gota atingir a mesma, conforme mostra o terceiro frame momentos antes do choque da gota com a poça. A altura média do arco é muito próxima à distância da linha de fusão até a superfície da peça (FL). Para a condição da imagem os seguintes dados foram medidos: $FL = 5,02$ mm para uma gota de diâmetro 1,07 mm. Esses dados serão comparados com as medidas no processo pulsado com corrente alternada do próximo tópico.

5.2 GMAW-P AC – Correlação entre taxa de fusão, % em polaridade negativa e diâmetro de gota

Este tópico apresenta um esclarecimento acerca da interpretação do processo GMAW-P AC, além da proposta de uma nova metodologia de cálculo dos parâmetros do processo. Nos trabalhos em que se identifica a utilização do pulsado com corrente alternada [55-65] não é evidenciado que a porcentagem da energia entregue em polaridade negativa (%N) depende do diâmetro da gota, desde de que o critério de uma gota transferida por ciclo seja obedecida, fato que é crucial para ter-se o controle do processo, independentemente do formato de onda escolhido. Neste trabalho, o formato de onda utilizado foi baseado na geometria retangular com 3 estágios: um pulso e uma base em polaridade positiva seguido de uma fase única em polaridade negativa, conforme apresenta o esquemático da Figura 95, com os principais parâmetros do processo.

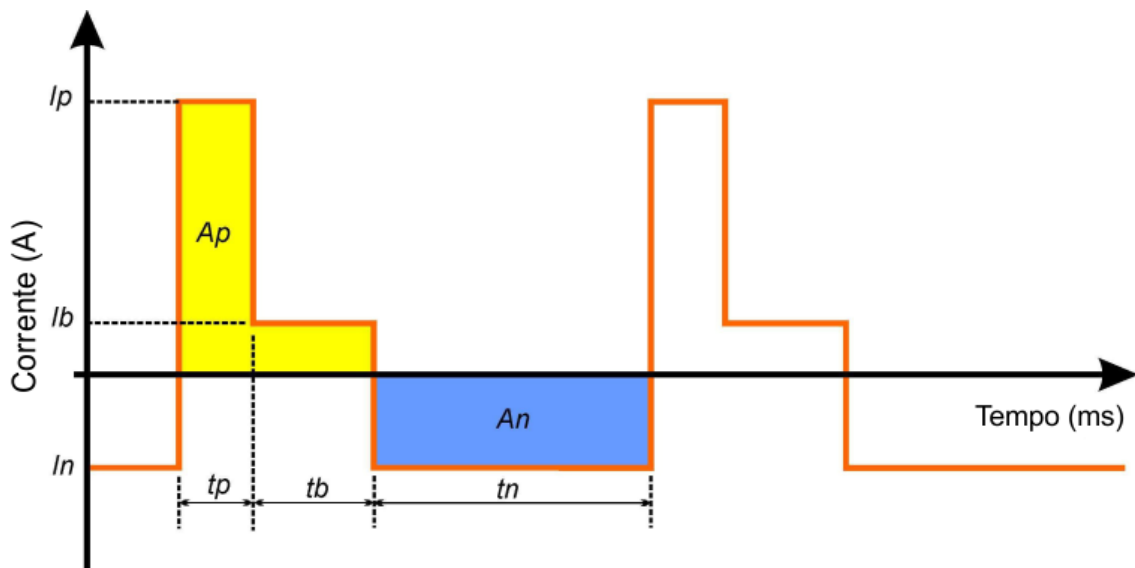


Figura 95. Formato de onda retangular base do processo pulsado com corrente alternada.

Na proposta de metodologia de parametrização do GMAW-P AC os parâmetros em polaridade positiva calculados no tópico anterior e mostrados na Tabela 12 são mantidos constantes com o objetivo de garantir uma transferência metálica sistemática. Isso ocorre pelo uso de uma I_p alta o suficiente que garante a força eletromagnética capaz de transferir uma gota de aproximadamente 1,1 mm de diâmetro até uma $V_a = 10,5$ m/min (conforme os dados empíricos levantados no processo convencional, mostrados anteriormente na Figura 93).

Portanto, para se inserir uma parcela em polaridade negativa há que se aumentar o período total do ciclo de destacamento (T) dado anteriormente pela Equação 37, fato que

naturalmente resulta em um aumento do dg . Assim, verifica-se que para aumentar a $\%N$ para uma dada Va deve-se fundamentalmente mudar o dg . Nota-se da Figura 95 que T também pode ser expresso pela soma das parcelas positiva e negativa, conforme a Equação 39. Com a abordagem proposta nesse trabalho, t_p e t_b são constantes e, portanto, foram definidos na parametrização do pulsado em polaridade positiva tornando possível calcular o tempo em polaridade negativa (t_n) por meio da diferença entre T e o tempo em positivo.

$$\mathbf{T} = t_p + t_b + t_n \quad (39)$$

Assim, a corrente em polaridade negativa torna-se o único parâmetro restante para completar as variáveis do processo e possibilitar o cálculo da $\%N$. A $\%N$ é uma variável de saída que deve ser definida em função das áreas em positivo (Ap) e negativo (An), ambas ilustradas no esquemático da Figura 95.

Primeiramente, é necessário um entendimento acerca do comportamento da taxa de fusão em função da Im e da polaridade analisada. Grande parte dos fenômenos envolvendo o aquecimento anódico e catódico já foram discutidos no item 2.2.2 da Revisão Bibliográfica. Em suma, o aumento da taxa de fusão do eletrodo quando este se encontra no polo negativo ocorre por três principais fatores: 1- A escalada do arco no arame na busca por pontos catódicos, aumentando a área de contato arco/arame e a transferência de calor; 2- O aumento da potência dissipada no cátodo causada pela maior tensão devido à emissão por efeito de campo; 3- Pelo bombardeamento de íons na superfície do cátodo que contribuem para a geração de calor [44,47].

A Figura 96 exibe em num mesmo gráfico os pontos obtidos empiricamente da velocidade de arame em função da Im para as polaridades positiva (CP) e negativa (CN) com uma DBCP fixada em 17 mm. Curvas ajustadas aos pontos por meio de uma regressão linear representam respectivamente a menor e a maior capacidade de fusão do processo GMAW para uma dada corrente média. Assim, para cada $\%N$ que seja inserida na soldagem com corrente alternada, sua respectiva curva de taxa de fusão em função de Im deve estar dentro dos limites superior e inferior delimitados pelas curvas CP e CN . Desse modo, o cálculo da corrente média (Im) para uma determinada Va em função da $\%N$ é obtida por uma interpolação matemática entre CP e CN . A Figura 96 também mostra duas formas matemáticas de ajustes de curvas por

regressão linear, as pontilhadas seguem a metodologia utilizada por Dutra et al. [58] e Santos [56], na qual a premissa parte do fato de que as curvas devem obrigatoriamente cruzar a origem (0,0) do plano cartesiano e conseqüentemente o coeficiente linear da equação é eliminado. Por outro lado, as curvas com linhas cheias foram ajustadas apenas à faixa de V_a da amostra populacional ensaiada, assumindo que a curva não cruza a origem, conforme a nova proposta do presente trabalho. Dependendo da metodologia adotada, nota-se uma diferença significativa no coeficiente angular da reta. Ressalta-se que para valores baixos de corrente o comportamento da taxa de fusão não será linear e, portanto, a curva de ajuste poderá ter outra função, como uma polinomial ou exponencial, por exemplo. Porém, para a faixa de valores de V_a normalmente utilizados em soldagem GMAW (acima de 2 m/min) a aproximação por retas produz resultados suficientemente precisos.

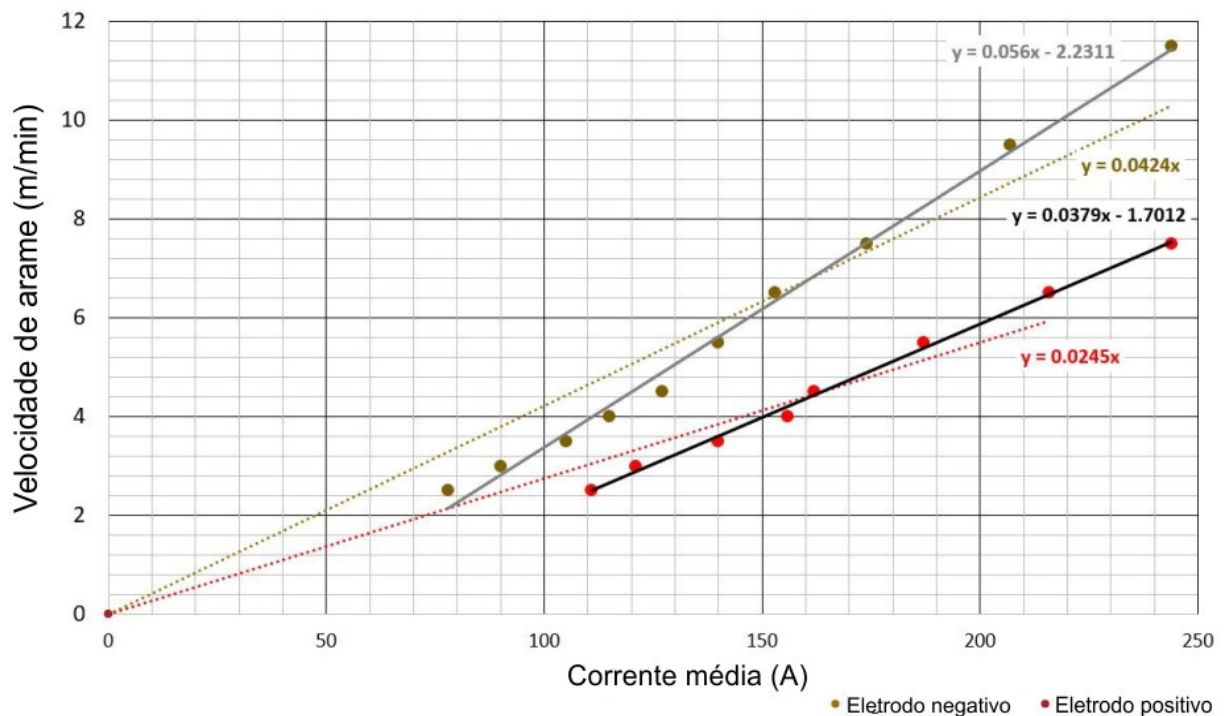


Figura 96. Dados empíricos da taxa de fusão para as polaridades puramente positiva e negativa, com retas ajustadas por meio de regressão linear.

A hipótese de Dutra [58] e Santos [56] de que as curvas são retas que cruzam a origem facilita o cálculo de I_m já que apenas os coeficientes angulares de CP e CN , aqui chamados de K_p e K_n são considerados na ponderação, conforme a Equação 2 (mostrada no item 2.2.3 da Revisão Bibliográfica). Porém, essa abordagem proporciona um erro significativo no valor de I_m , pois a aproximação matemática da curva que cruza a origem do plano cartesiano (0,0) não se ajusta aos pontos devidamente. Isso pode ser comprovado pelo valor do coeficiente de determinação (R^2) calculado para as curvas pontilhadas, cerca de 0.9213 para CP (eletrodo

positivo) e 0.9259 para *CN* (eletrodo negativo). Visualmente também se verifica que os pontos empíricos se afastam das curvas nas extremidades, tanto superior quanto inferior das curvas pontilhadas. Obviamente, alguns fatores como a composição química do arame, variação dimensional do mesmo e a dinâmica da fonte de soldagem podem influenciar na taxa de fusão e fazer com que em alguns casos a aproximação considerando apenas o coeficiente angular seja válida. Porém, é fundamental que uma metodologia mais robusta seja desenvolvida visando as aplicações de soldagem *in-service* devido à alta responsabilidade dessa técnica, assim como também para possíveis aplicações de Manufatura Aditiva.

O erro no valor de I_m obtido pela metodologia de Santos [56] torna-se mais visível quando as curvas para diferentes d_g são plotadas conforme mostra o gráfico da Figura 97. As curvas seguem a inclinação das retas pontilhadas, porém interceptam *CP* e *CN* quando o ajuste das curvas é feito considerando a existência de um coeficiente linear.

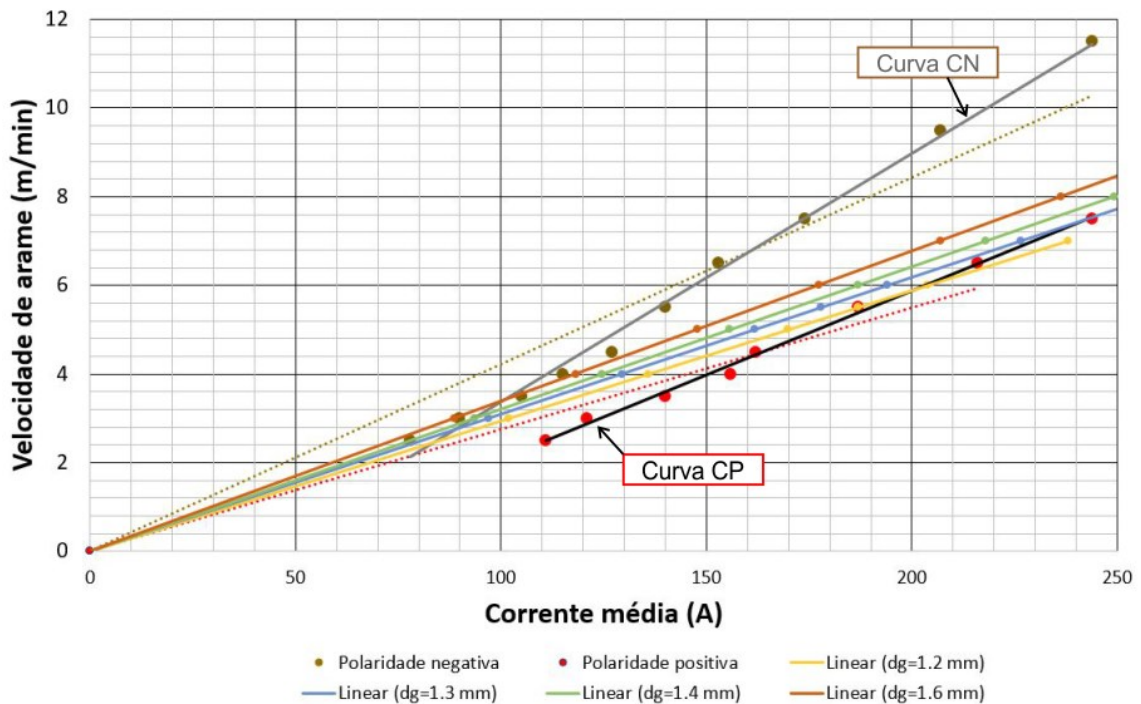


Figura 97. Taxa de fusão calculada para diferentes d_g utilizando a abordagem simplificada que cruza a origem.

Analisando-se um ponto específico, por exemplo, $V_a = 6$ m/min a curva amarela ($d_g = 1.2$ mm), calculada pela ponderação entre as curvas pontilhadas que cruzam a origem, intercepta a curva *CP* que representa a polaridade 100% positiva com um R^2 alto para os pontos experimentais, o que em outras palavras significa que mesmo com uma parcela da onda em

negativo a taxa de fusão seria mais baixa para Va acima de 6 m/min, pois a Im é maior. O mesmo comportamento ocorre para valores mais baixos de Va , quando a mesma curva amarela intercepta a curva CN da polaridade 100% negativa (em aproximadamente 2,2 m/min), o que significa que a taxa de fusão é superior à condição em polaridade totalmente direta pois a Im é menor. Dessa forma, propõe-se nesse trabalho a utilização de curvas que se ajustem aos pontos, mas não cruzem necessariamente a origem do plano cartesiano. Assim, a equação para a taxa de fusão deve considerar também a existência de um coeficiente linear, conforme as equações também mostradas anteriormente na Figura 96.

Considerando a ponderação das curvas com a existência do coeficiente linear, a expressão geral para a Va em função da $\%N$ pode ser então expressa de acordo com a Equação 40.

$$Va = [(1 - \%N) * \alpha p + \%N * \alpha n] * Im + [(1 - \%N) * \beta p + \%N * \beta n] \quad (40)$$

Onde, $\%N$ é a porcentagem da onda em polaridade negativa (considerando a área $Im \times t$); αp é o coeficiente angular da polaridade positiva [m/min/A]; αn é o coeficiente angular da polaridade negativa [m/min/A]; βp é o coeficiente linear da polaridade positiva [m/min]; βn é o coeficiente linear da polaridade negativa [m/min].

Na forma generalizada a equação possui duas incógnitas, $\%N$ e Im dadas pelas Equações 41 e 42 as quais são fundamentalmente dependentes de In (último parâmetro a ser calculado para o GMAW-P CA).

$$\%N = \frac{I_n * t_n}{I_{pos} * t_{pos} + I_n * t_n} \quad (41)$$

$$I_m = \frac{I_{pos} * t_{pos} + I_n * t_n}{t_{pos} + t_n} \quad (42)$$

Substituindo as Equações 41 e 42 na Equação 40 chega-se na Equação 43, a qual representa a expressão geral da Va , porém em função apenas da variável In . Nesse caso, In pode ser isolada matematicamente (explicitada) e calculada para qualquer Va desejada. Para se explicitar In foi necessário resolver essa expressão utilizando a função *solve* do *software* Matlab, que resultou na Equação 44.

$$Va = \left[\left(1 - \left(\frac{I_n * t_n}{I_{pos} * t_{pos} + I_n * t_n} \right) \right) * \alpha p + \left(\frac{I_n * t_n}{I_{pos} * t_{pos} + I_n * t_n} \right) * \alpha n \right] * \left(\frac{I_{pos} * t_{pos} + I_n * t_n}{t_{pos} + t_n} \right) + \left[\left(1 - \left(\frac{I_n * t_n}{I_{pos} * t_{pos} + I_n * t_n} \right) \right) * \beta p + \left(\frac{I_n * t_n}{I_{pos} * t_{pos} + I_n * t_n} \right) * \beta n \right] \quad (43)$$

$$In = - \left(\left(\frac{\beta_n t_n - V_a t_p - V_a t_n + \beta_n t_p + \theta + I_p \alpha_n t_p + I_p \alpha_p t_p}{2 \alpha_n t_n} \right) + \left(\frac{\beta_n t_n - V_a t_p - V_a t_n + \beta_n t_p - \theta + I_p \alpha_n t_p + I_p \alpha_p t_p}{2 \alpha_n t_n} \right) \right) \quad (44)$$

Onde:

$$\theta = \sqrt{I_p^2 \alpha_n^2 t_p^2 - 2 * I_p^2 \alpha_n \alpha_p t_p^2 + I_p^2 \alpha_p^2 t_p^2 + 2 * I_p V_a \alpha_n t_n t_p + 2 * I_p V_a \alpha_n t_p^2 - 2 * I_p V_a \alpha_p t_n t_p - 2 * I_p V_a \alpha_p t_p^2 + 2 * I_p \alpha_n \beta_n t_n t_p + 2 * I_p \alpha_n \beta_n t_p^2 - 4 * \beta_p I_p \alpha_n t_n t_p - 4 * t_p^2 \beta_p I_p \alpha_n + 2 * I_p \alpha_p \beta_n t_n t_p + 2 * I_p \alpha_p \beta_n t_p^2 + V_a^2 t_n^2 + 2 * V_a^2 t_n t_p + V_a^2 t_p^2 - 2 * V_a \beta_n t_n^2 - 4 * V_a \beta_n t_n t_p - 2 * V_a \beta_n t_p^2 + \beta_n^2 t_n^2 + 2 * \beta_n^2 t_n t_p + \beta_n^2 t_p^2}$$

Uma vez que In é encontrada, torna-se possível calcular a $\%N$ e Im por meio das Equações 41 e 42, obtendo-se o gráfico da taxa de fusão conforme mostrado na Figura 98. É importante ressaltar que nessa metodologia a $\%N$ é considerada pela integral do formato de onda de corrente no período T (ou a área do formato de onda) e não apenas o tempo, conforme alguns trabalhos consideram [61,62]. O gráfico também mostra que a $\%N$ é regulada fundamentalmente pelo dg . Conforme o dg aumenta para uma determinada velocidade de arame, a $\%N$ também aumenta e a corrente média é um valor que segue a inclinação ponderada entre CP e CN . Diferentemente da condição que não considerava o coeficiente linear, com essa abordagem as retas seguem logicamente a inclinação dos pontos empíricos e em nenhum momento interceptam os limites impostos pelas condições de 100% em cada polaridade.

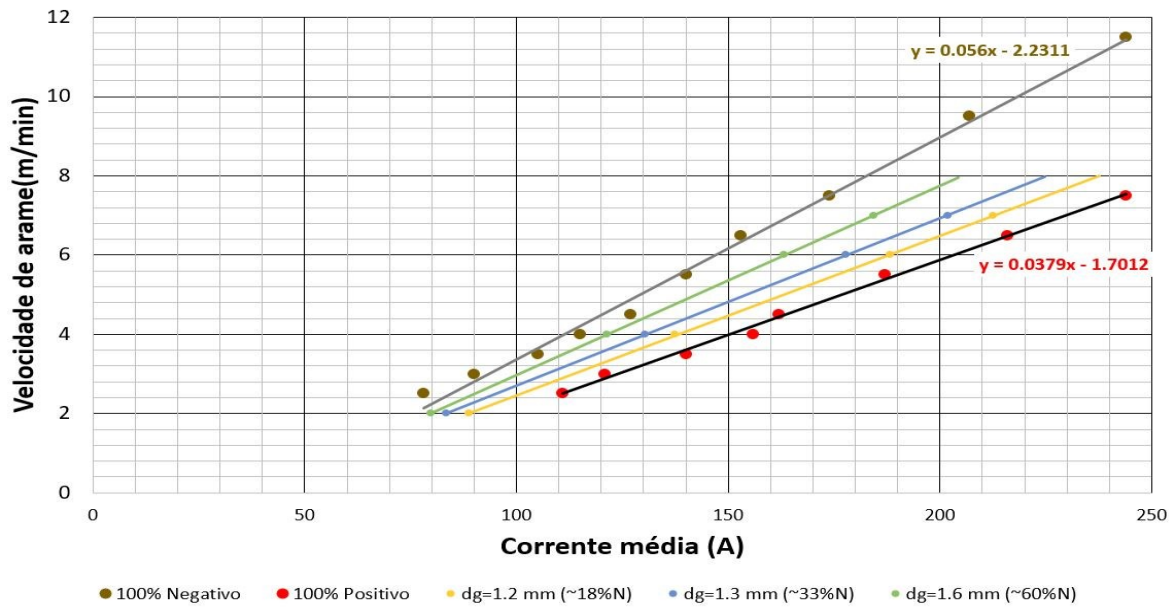


Figura 98. Taxa de fusão calculada com o método de ponderação considerando o coeficiente linear para diferentes dg e $\%N$ aproximadas.

A Figura 99 ilustra o comportamento esquemático de como a I_n e t_n se ajustam para manter uma I_m dentro dos limites positivo e negativo, conforme a velocidade de arame muda em um determinado dg . Para uma V_a baixa, o tempo em negativo (t_n) é maior e a I_n é menor, mas com o aumento da V_a ocorre a redução de t_n e conseqüentemente o aumento de I_n . Ressalta-se que a área sob a curva não é mantida, portanto a $\%N$ muda suavemente para um mesmo dg de modo que I_m seja respeitada dentro dos limites definidos pelas curvas CP e CN . Outro fator importante é que na prática o limite máximo da V_a para um determinado dg depende da dinâmica da fonte (dI/dt), ou seja, da capacidade do equipamento em fornecer uma amplitude de corrente elevada em curto espaço de tempo. Como o período de destacamento (T) reduz com o aumento da V_a , e t_p é fixo, o limite superior físico de V_a será quando T tende a t_p , neste caso t_n tenderá a zero e o processo tende ao GMAW-P DC. Um exemplo disso pode ser visto também na Figura 99 correlacionando com o esquema com duas aquisições de corrente reais, para um $dg=1.2$ mm com $V_a=3.0$ m/min e 6.0 m/min. Para ambos os casos, a dI/dt de subida e descida foi em torno de 398.2 A/ms e -359.6 A/ms, respectivamente. Nos sinais reais verifica-se que o t_n reduziu de 10.4 ms ($V_a=3.0$ m/min) para 1.8 ms ($V_a=6.0$ m/min) e a maior amplitude de corrente (diferença entre I_p e I_n) aumentou de 443 A ($V_a=3.0$ m/min) para 571 A ($V_a=6.0$ m/min). Com essas amplitudes, a rampa de subida ficou em torno de 1.1 ms e 1.4 ms. Nota-se que o tempo de rampa se aproxima de t_n para 6.0 m/min (1.8 ms), portanto, chegando próximo ao limite. Para 7,0 m/min t_n calculado pelas equações apresentadas fica em torno de 0,6 ms para uma amplitude de corrente de 820 A ($I_p=380$ A; $I_n=440$ A), sendo impossível para

a fonte atingir tais patamares com a dl/dt medida. Para aumentar essa faixa de Va 's uma opção seria a redução do tempo de base em positivo (tb) para que tn fosse aumentado. Porém, esse não foi o foco deste trabalho.

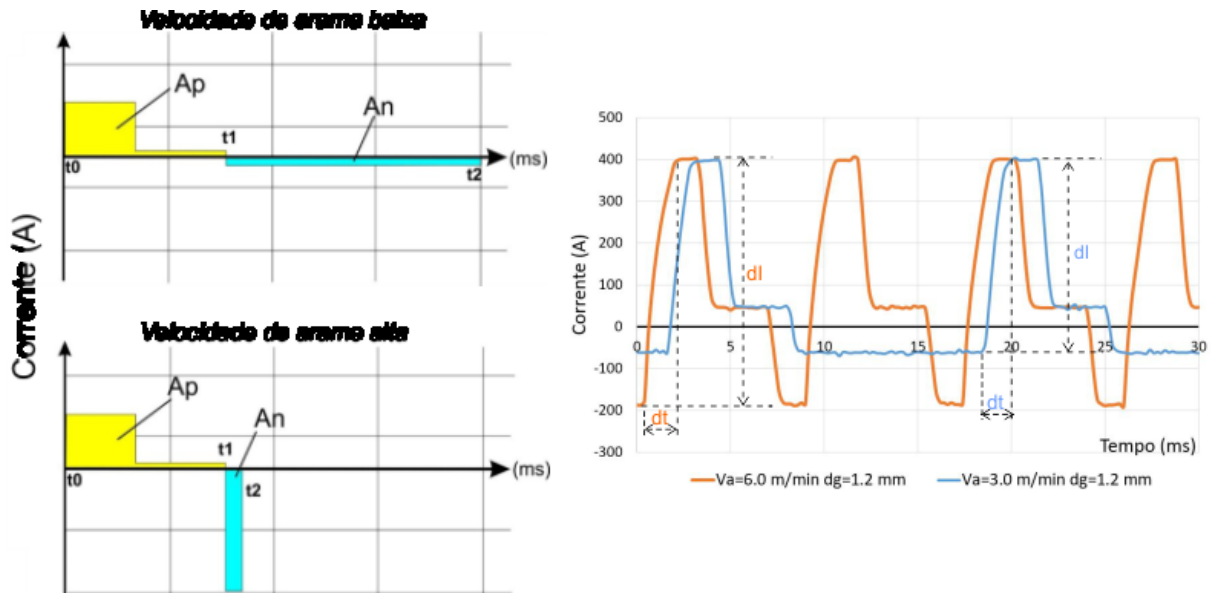


Figura 99. Esquemático do comportamento da corrente com a mudança da Va para um dg fixo (*esquerda*) e aquisições reais de corrente para $Va=3.0$ m/min e 6.0 m/min (*direita*).

Para fins de comparação, a Tabela 13 mostra o aumento do período (T) em função do aumento de dg para uma mesma Va (6 m/min). Verifica-se que para considerar a maior fusão proporcionada pelos efeitos do aquecimento catódico, as correntes I_n e I_m reduzem à medida que a $\%N$ aumenta. Da mesma forma, pelo aumento no T , a corrente eficaz (I_{ef}) reduz com o aumento na polaridade negativa, diminuindo o efeito Joule e sua contribuição para fusão do arame. A potência média (P_m) também decai devido à diminuição da corrente média.

Tabela 13. Exemplo de parâmetros calculados para o GMAW-P AC para $Va=6$ m/min e $de=1,2$ mm.

Parâmetros										Valores medidos	
dg	T (ms)	tn (ms)	Ip (A)	tp (ms)	Ib (A)	tb (ms)	In (A)	%N	Im (A)	Ief (A)	Pm (W)
1,2	8.0	1,8	380	2,7	60	3,5	154	18,3	189	216	5144
1,3	10.2	4,0					149	32,5	179	205	5139
1,4	12.7	6,5					148	43,8	173	195	4587
1,5	15.6	9,4					147	52,9	168	183	4457
1,6	19.0	12,8					146	60,3	163	175	4405

Pela análise do processo GMAW-P AC e o comportamento da potência e da Im com o aumento da $\%N$ existem dois pontos fundamentais benéficos para a soldagem *in-service* e que justificam o seu emprego:

- 1- O aumento da taxa de fusão de arame para uma mesma corrente média e a possibilidade de aumento da produtividade (redução do tempo de reparo, maior conforto aos trabalhadores);
- 2- Redução da potência e da energia de soldagem para uma mesma Va , fato importante para aplicações de reparo, em que há a presença de fluidos inflamáveis ou espessuras reduzidas.

Em outras palavras, a aplicação de uma onda pulsada com corrente alternada pode proporcionar uma maior flexibilidade de aporte térmico sobre a peça e controle de penetração em função da $\%N$.

As Figura 100, 101 e 102 mostram a caracterização da transferência metálica e o comportamento da linha de fusão para três diferentes dg (1,2 mm, 1,3 mm e 1,6 mm) da Tabela 13. Observou-se um aumento no comprimento médio do arco devido ao aumento da gota e da maior $\%N$. Isso é um ponto satisfatório, pelo fato que quanto maior o dg maior a chance de ocorrerem curtos-circuitos pelo toque da gota na poça fundida. Portanto, o maior comprimento de arco facilita a transferência da gota sem instabilidades com curtos-circuitos.

O efeito de menor calor aportado sobre a peça quando a $\%N$ é aumentada pode ser visualizado na poça fundida nos *frames* das filmagens em alta velocidade. Para o processo pulsado em DC, mostrado anteriormente na Figura 94, é possível ver uma depressão na poça indicando uma maior penetração. Esse efeito é reduzido à medida que a $\%N$ aumenta (Figura 100, Figura 101 e Figura 102). O pulsado DC da Figura 94 foi projetado para que o destacamento ocorresse na base, conforme visto no *frame* referente à tal período. Um ponto que valida a metodologia desse trabalho em primeiro parametrizar o pulsado DC e depois incorporar a parcela em negativo é que para todos os diâmetros de gota o destacamento continuou ocorrendo sempre no mesmo ponto, no período de base, independentemente da $\%N$. A transferência é mostrada nas Figura 100, Figura 101 e Figura 102 pelos frames de filmagem. No gráfico dos sinais elétricos o evento de destacamento resulta em uma pequena oscilação da tensão ocorrido pelo aumento da resistência elétrica pela estrição do material líquido que precede a gota. À medida que a $\%N$ aumentou, a distância da linha de fusão para a peça (FL) também subiu, sendo um indicativo de que o comprimento do arco cresceu. Esse comprimento não é constante devido à diferente taxa de fusão entre as polaridades e do fenômeno de escalada

do arco, fato que proporciona um ΔFL caracterizado como a diferença entre FL mínimo (fim do período de base) e FL máximo (fim do período negativo). Como o volume de gota é maior o comprimento de material líquido na ponta do arame (LL) é mais estendido para gotas maiores, sendo necessário um aumento de FL para evitar curtos-circuitos.

- **Para $d_g=1.2$ mm:** FL mínimo foi de 4.89 mm, ΔFL de 0.35 mm e LL de 2.08 mm para uma gota de diâmetro 1.24 mm medido na videografia.
- **Para $d_g=1.3$ mm:** FL mínimo foi de 5.71 mm, ΔFL de 0.63 mm e LL de 2.54 mm para uma gota de diâmetro 1.34 mm medido na videografia.
- **Para $d_g=1.6$ mm:** FL mínimo foi de 8.81 mm, ΔFL de 0.43 mm e LL de 4.05 mm para uma gota de diâmetro 1.68 mm medido na videografia.

Comparando-se os valores com os do pulsado DC verifica-se que agora o comprimento do arco possui uma maior variação devido à troca da polaridade, o que pode ser visto pelo parâmetro ΔFL , inexistente no pulsado em corrente contínua, pois a taxa de fusão ocorre majoritariamente durante o pulso. Os dados mostram que, com a filosofia de se utilizar um parâmetro fixo em polaridade positiva, a mesma energia destaca diferentes tamanhos de gota, partindo do pulsado puramente DC com gota de 1,1 mm. Infere-se que pode haver diferente quantidade de vaporização metálica ou diferentes graus de superaquecimento, com uma grande energia disponível para destacar uma gota pequena. Porém, o local onde ocorre o estiramento (*necking*) e rompimento da gota possui sua seção transversal da ordem de grandeza do diâmetro do arame, cerca de 1,2 mm. Portanto, embora a gota cresça em volume com o aumento de d_g , a componente radial da força eletromagnética terá aproximadamente a mesma área transversal de líquido para romper e provocar o cisalhamento do material líquido. Essa porção líquida pode ser comparada entre os d_g nas respectivas imagens. Em outras palavras, a corrente que produzirá a força eletromagnética de rompimento do líquido dependerá do diâmetro do arame, pois, embora a gota cresça em volume em sua parte inferior, devido à força da gravidade, a área da seção transversal do arame “pescoço” que resiste ao cisalhamento da gota é o mesmo. O aumento do tamanho da gota auxilia ainda o destacamento, considerando a soldagem em uma posição plana, devido à própria força peso da gota.

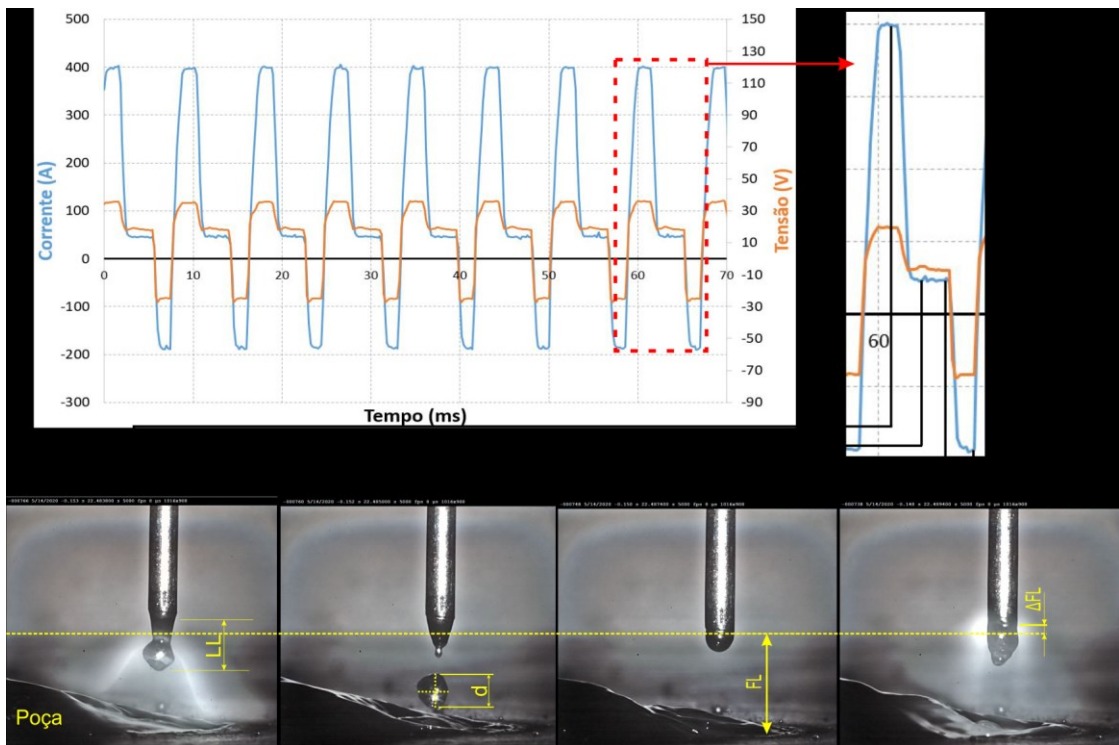


Figura 100. Sinais de corrente e tensão concatenados com frames de filmagem em alta velocidade para a variante GMAW-P AC, $d_g=1,2$ mm para $V_a=6,0$ m/min [<https://youtube.com/shorts/Cj3jrP4sejk>].

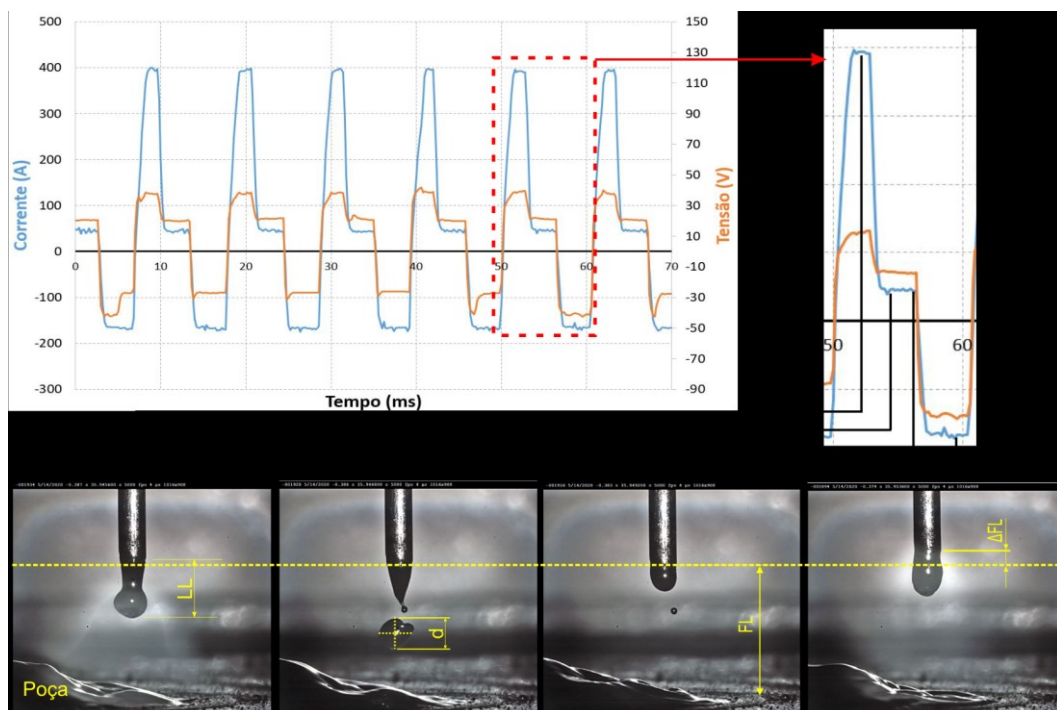


Figura 101. Sinais de corrente e tensão concatenados com frames de filmagem em alta velocidade para a variante GMAW-P AC, $d_g=1,3$ mm para $V_a=6,0$ m/min [https://youtube.com/shorts/rK-qr_gYTRY].

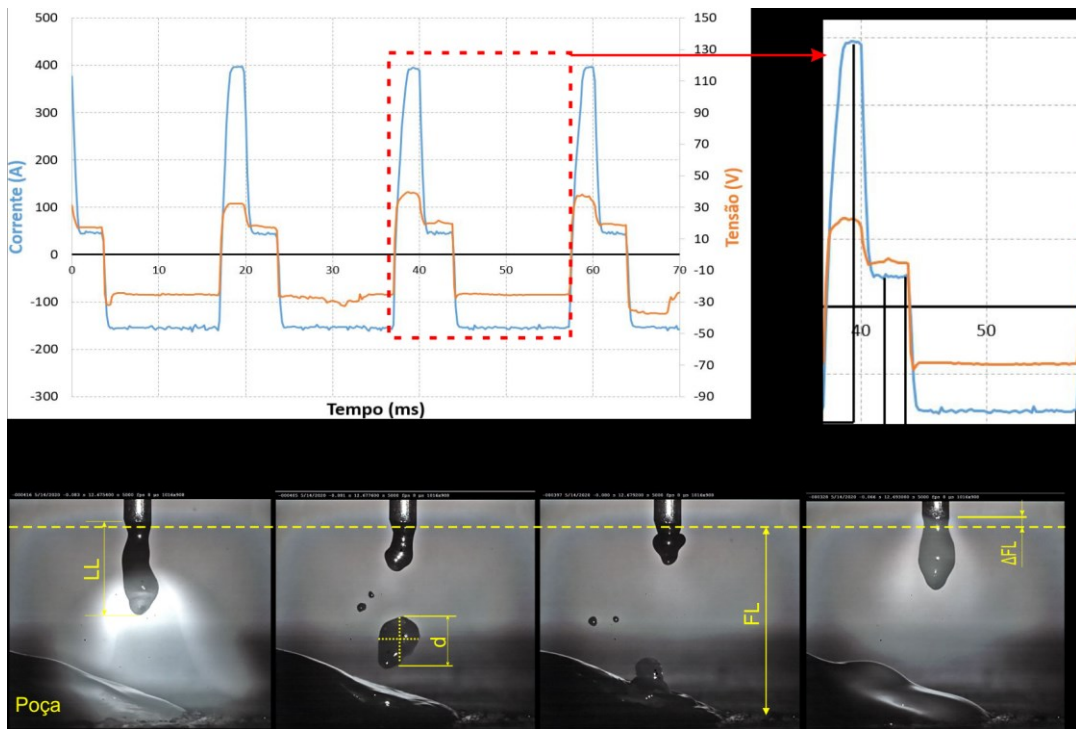


Figura 102. Sinais de corrente e tensão concatenados com frames de filmagem em alta velocidade para a variante GMAW-P AC, $dg=1,6$ mm para $V_a=6,0$ m/min [<https://youtu.be/73kUQYHtJXQ>].

O efeito benéfico de controle da penetração com o aumento da $\%N$ vislumbrado em aplicações de soldagem em operação é mostrado na Figura 103, em um caso de deposição direta de solda, o qual é o caso mais crítico pelo arco atacar diretamente a parede do componente. As macrografia referem-se a cordões depositados sobre chapa com os parâmetros da Tabela 13, incluindo o pulsado DC para fins de comparação. Essa análise possibilita verificar como ocorre uma significativa redução da penetração da zona fundida e da ZAC com o aumento do dg e da $\%N$. Comparando-se a condição de $dg=1.2$ mm (18.3%N), na qual obteve-se uma penetração de 2.0 mm, *versus* as condições de $dg=1.4$ mm (43.8%N) e 1.6 mm (60.3%N), nas quais obteve-se 0.5 mm e 0.3 mm, houve uma redução de 75.0% e 85.0% na máxima penetração.

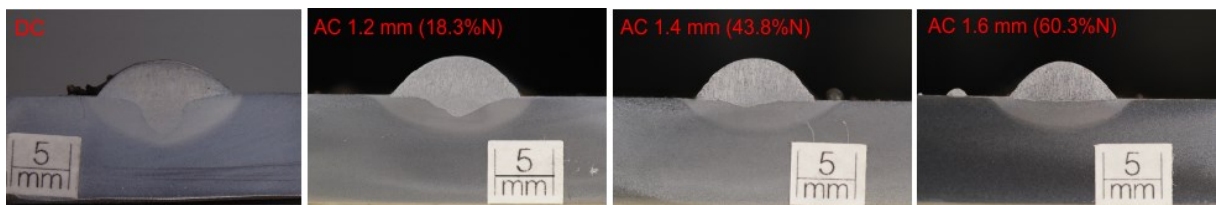


Figura 103. Macrografia de soldagem sobre chapa para processo GMAW-P DC e GMAW-P AC com diâmetro de gota de 1.2, 1.4 e 1.6 mm.

5.3 Soldagem orbital de selamento simulando reparo por dupla-calha tipo B e análise dos processos

Este tópico apresenta os resultados da soldagem orbital, também chamada de selamento da dupla-calha tipo B, utilizando as variantes GMAW-P DC e GMAW-P AC de forma mecanizada de acordo com a matriz de ensaios da Tabela 9 da Seção 3.2. Ênfase é dada na comparação e na aplicabilidade das duas técnicas em termos de estabilidade e comportamento do processo. Todos os ensaios foram realizados na progressão vertical descendente em *looping* de água em vazão de 380 l/min (tubo na horizontal) e em vazão de 50 l/min com tubo inclinado 45° (condições que não houve *hotspot*).

Embora as investigações com o GMAW-P AC do item anterior tenham abordado diâmetros de gota entre 1,2 mm e 1,6 mm, em uma soldagem orbital ou fora da posição plana os efeitos da gravidade sobre poça e gota limitam a gama de opções. Testes iniciais em juntas de filete simulando a união entre calha e tubo, por meio de chapas posicionadas na posição sobre cabeça, mostraram que a partir de 1,3 mm a gota torna-se grande e o seu peso começa a ser significativo em relação às forças que a impingem contra a poça, desestabilizando a transferência. O objetivo para o GMAW-P AC foi soldar com o máximo de %N possível, de forma a maximizar o efeito de redução do aporte térmico e da penetração em comparação com o Pulsado DC. Com isso o diâmetro de gota selecionado foi o de 1,3 mm, correspondente a cerca de 32,5% em polaridade negativa. Todas as condições foram soldadas com uma velocidade de soldagem de 30 cm/min, mantendo-se o mesmo ângulo da tocha de 45°. O ângulo de ataque foi mantido neutro em 90°.

5.3.1 Soldagem orbital com GMAW-P DC e GMAW-P AC – Aspecto superficial e macrográfico

A Figura 104 mostra o aspecto superficial dos cordões realizados com o processo GMAW-P DC sem pré-aquecimento. Os parâmetros apresentaram boa estabilidade ao longo da circunferência do tubo sendo possível mantê-los de forma constante desde a posição 12 h até as 6 h para os 3 passes depositados. O mesmo comportamento foi observado para a soldagem com pré-aquecimento apenas da calha, conforme pode ser visto em todos os passes da Figura 105. Manter o mesmo parâmetro possibilita um mesmo aporte de calor ao longo de toda a junta, além da avaliação isolada do efeito do pré-aquecimento da calha sobre a taxa de

resfriamento da solda. Ressalta-se que nos testes com o tubo na horizontal apenas a calha foi aquecida, pois foi necessária a utilização da vazão de água mais alta (380 l/min) de modo a eliminar a formação de *hotspot*.

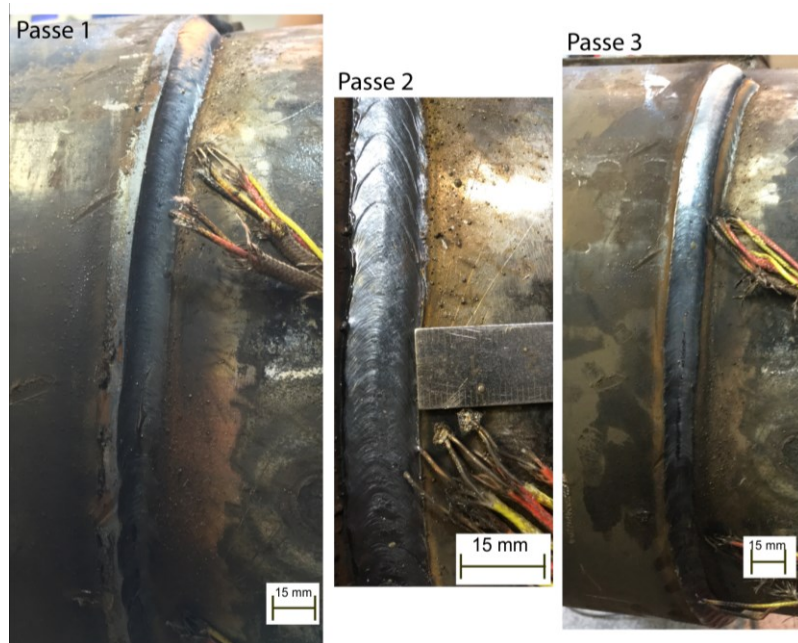


Figura 104. Soldagem orbital de dupla calha tipo-B com GMAW-P DC sem pré-aquecimento.

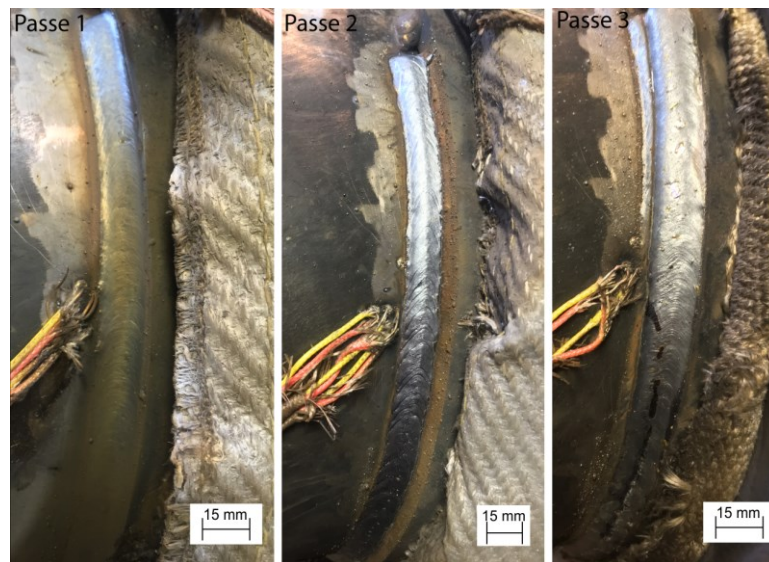


Figura 105. Soldagem orbital de dupla calha tipo-B com GMAW-P DC com pré-aquecimento da calha.

A variante GMAW-P AC foi menos susceptível ao escorrimento do cordão quando comparado ao Pulsado DC. Uma das razões trata-se da sua menor potência e energia de soldagem que deixam a poça menor. A energia de soldagem calculada pela Equação 4 - sem considerar o rendimento térmico - mostrou um valor de 1.1 kJ/mm para o pulsado e 0.9 kJ/mm

para o pulsado AC. Analisando-se a Figura 106 referente ao GMAW-P AC sem pré-aquecimento é possível verificar que seu aspecto superficial de um modo geral apresenta característica mais escamada que o Pulsado DC, fato que pode indicar um menor aporte térmico na peça e a solidificação mais rápida da poça. Com a aplicação do pré-aquecimento esse aspecto de escamas foi reduzido, conforme pode ser visto na comparação do Passe 2 entre a Figura 106 e a Figura 107.

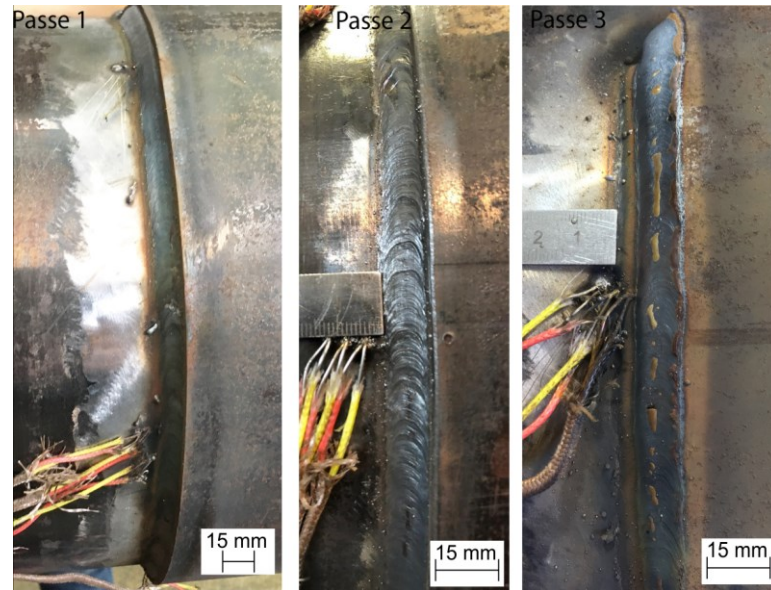


Figura 106. Soldagem orbital mecanizada de dupla calha tipo-B com GMAW-P AC sem pré-aquecimento.

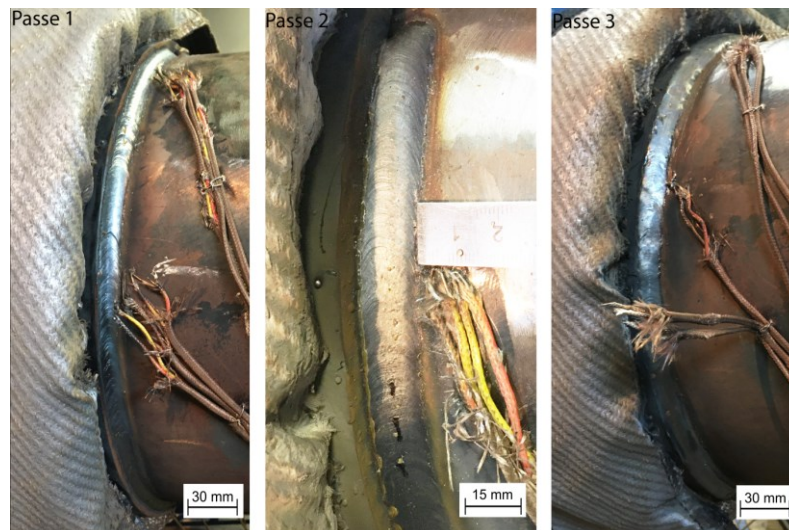


Figura 107. Soldagem orbital mecanizada de dupla calha tipo-B com GMAW-P AC com pré-aquecimento da calha.

Ambas as técnicas com corrente pulsada são muito mais avançadas tecnologicamente e, também em termos de controlabilidade, quando comparadas ao Eletrodo Revestido utilizado atualmente em reparos em operação ao redor do mundo. Isso remete aos exemplos já

mencionados na Seção 2.1 da Revisão Bibliográfica. O emprego de processos mais avançados e automatizados traz maior segurança operacional, produtividade e qualidade no aspecto dos cordões. A eliminação da escória existente na soldagem com Eletrodo Revestido pode reduzir significativamente o tempo em que reparos levam para serem executados. Além disso, a flexibilidade no formato de onda possibilita a operação com corrente alternada e controle da transferência metálica em diferentes %N, habilitando também um estudo de engenharia sobre melhor condição em função da aplicação.

O emprego da corrente pulsada produziu cordões com maior molhabilidade e maior velocidade de soldagem que os exemplos mostrados na literatura com o Eletrodo Revestido, cujas velocidades são próximas de 10 cm/min, conforme EPS da Petrobras [4]. Na seção de Apêndices 2 também estão apresentados resultados experimentais desenvolvidos no LABSOLDA com os processos Eletrodo Revestido e GMAW convencional em comando de tensão, evidenciando o pior aspecto dos cordões e susceptibilidade à defeitos de falta de fusão.

A Figura 108 e Figura 109 mostram as macrografias das soldas orbitais nas quais nenhum defeito macroscópico foi identificado. É possível verificar-se que a extensão da zona fundida foi maior na calha, principalmente nos casos em que houve o pré-aquecimento. A temperatura de pré-aquecimento na junta para cada passe com calha aquecida foi: Passe 1 \approx 20 °C a 30 °C (temperatura ambiente); Passe 2 \approx 64 °C; e Passe 3 \approx 91 °C. Tanto a ZAC quanto a penetração sobre o tubo foram maiores com GMAW-P DC, porém esse efeito pode ser menos pronunciado que no caso das chapas (apresentados no item anterior) devido ao efeito de resfriamento pela convecção forçada no tubo. O efeito da maior potência do GMAW-P sobre o escorrimento do cordão ficou evidente no terceiro passe, o qual apresenta uma forma mais larga quando comparado as condições com GMAW-P AC.

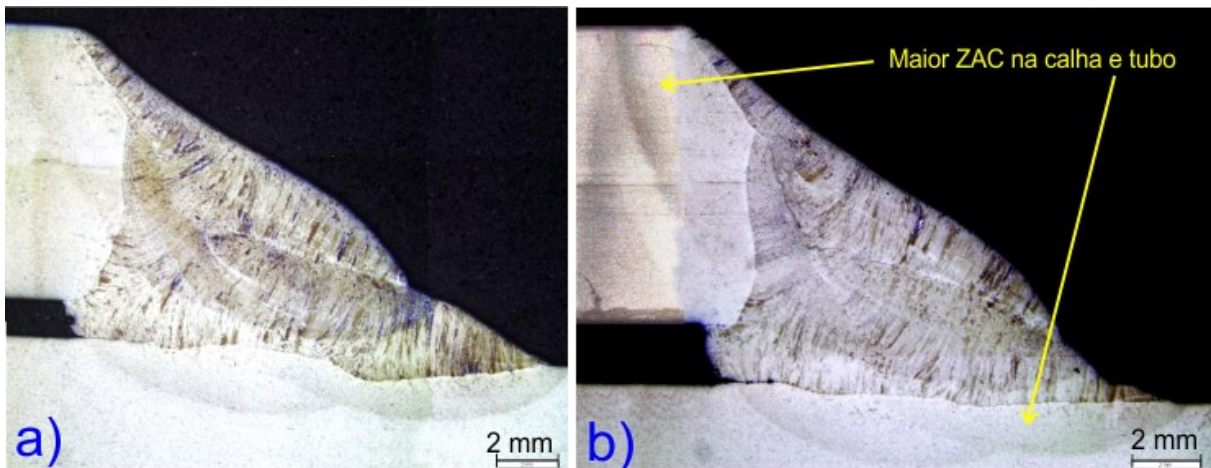


Figura 108. Macrografias da soldagem de dupla-calha com GMAW-P DC. Em a) Sem pré-aquecimento por indução; b) Com pré-aquecimento da calha por indução.

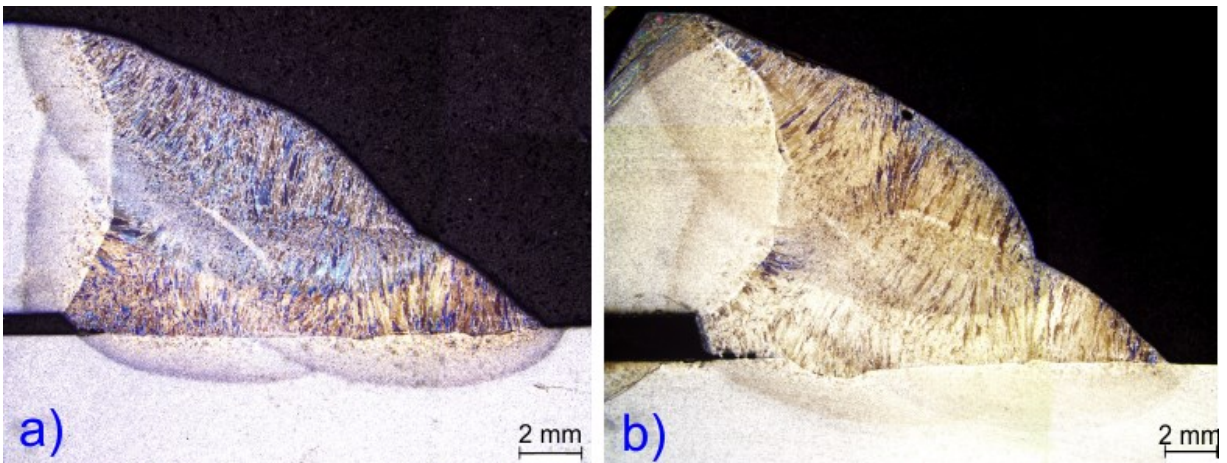


Figura 109. Macrografias da soldagem de dupla-calha com GMAW-P AC. Em a) Sem pré-aquecimento por indução; b) Com pré-aquecimento da calha por indução.

A Figura 110 mostra as macrografias da soldagem em bancada inclinada 45°, na qual foi possível atingir uma temperatura de pré-aquecimento mais elevada devido à redução da vazão de água dentro do tubo (de 380 l/min para 50 l/min). As temperaturas de pré-aquecimento atingidas na região de depósito foram maiores: Passe 1 \approx 70 °C, Passe 2 \approx 87 °C e Passe 3 \approx 103 °C. Essas temperaturas proporcionaram um aumento no molhamento dos cordões, quando comparados às condições sem aquecimento por indução. Porém, ainda foi possível manter os mesmos parâmetros de soldagem em toda a junta. Com o uso do pré-aquecimento duplo verifica-se uma grande diferença em penetração, comparando a corrente pulsada contínua *versus* a alternada. Na Figura 110a há uma penetração mais profunda e uma ZAC mais extensa dentro do tubo quando confrontada com a Figura 110b. A ZAC visível consiste da região que foi aquecida acima da zona intercrítica (A1) e sofreu transformação para austenita. A máxima penetração da ZAC, medida perpendicularmente à superfície externa, para cada condição soldada está quantificada na Tabela 14. Nesse caso, o valor pode ser também considerado como

um indicativo do processo que proporcionou maior aporte térmico e atingiu maior temperatura na parede interna do tubo.

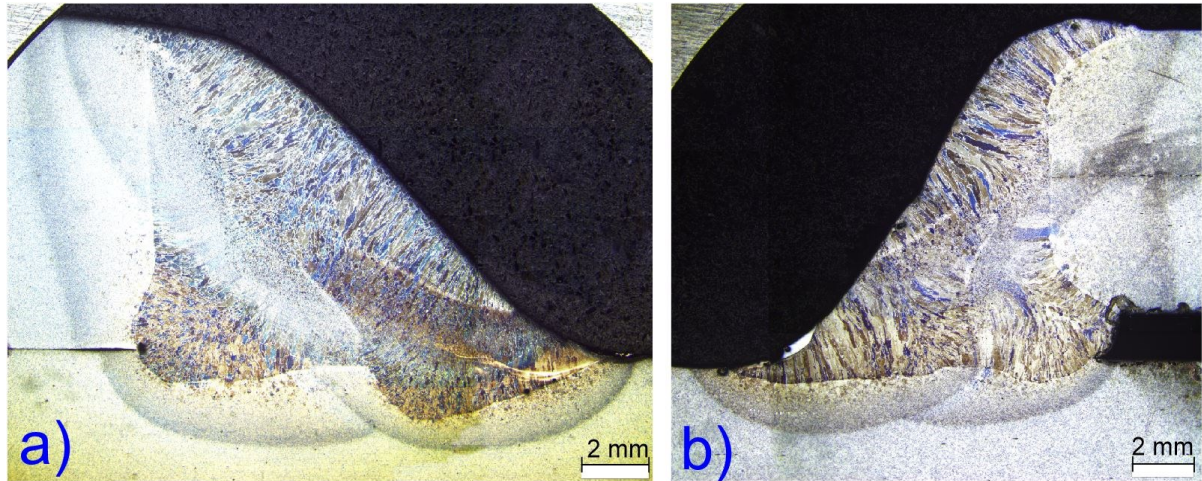


Figura 110. Macrografias da soldagem de dupla-calha com aquecimento duplo Calha/Tubo. Em a) GMAW-P; b) GMAW-PAC.

Tabela 14. Máxima penetração da ZAC intercrítica na parede do tubo.

Máxima extensão da ZAC no tubo			
Processo	Sem indução (mm)	Calha aquecida (mm)	Aquecimento duplo (mm)
GMAW-P DC	2.19	2.23	2.85
GMAW-P AC	1.85	1.99	2.15

5.3.2 Soldagem orbital GMAW-P DC e GMAW-P AC – Análise térmica e microestrutural

A aquisição da temperatura com termopares em cada passe permitiu a comparação do tempo de resfriamento a partir da região austenítica (Δt_{8-5}) e do resfriamento em região mais baixa, usualmente captada pelo método heat sink, onde o H possui difusão relativamente alta ($\Delta t_{2.5-1}$). A comparação mostra o efeito do aquecimento por indução e do aporte térmico de cada variante sobre esses valores. Um dos principais fatores contribuintes para a formação das trincas induzidas por hidrogênio (TIH) é a microestrutura formada após a soldagem, a qual é controlada basicamente pelo ciclo térmico e pela composição química. A aquisição com termopares em soldagem não é trivial, pois a medição de temperaturas elevadas requer a aproximação do mesmo com a zona fundida, aumentando a chance de ocorrer a fusão do fio

pela passagem do arco. Assim, a medição do Δt_{8-5} foi feita por meio de termografia. Ambas as medições foram posteriormente utilizadas na validação dos modelos de simulação da soldagem (Seção 5.4). A Tabela 15 e Tabela 16 mostram os intervalos de resfriamento $\Delta t_{2.5-1}$ (medidos por termopar) e Δt_{8-5} (medidos por termografia) com o devido tratamento estatístico para cada condição ensaiada.

Tabela 15. Tempo de resfriamento dos 3 passes da soldagem de dupla-calha com e sem aquecimento por indução em tubo horizontal ($Q=380$ l/min).

TUBO HORIZONTAL												
Passe	GMAW-P						GMAW-PAC					
	Sem pré			Com pré			Sem pré			Com pré		
	$\Delta t_{2.5-1}$ (s)	Δt_{8-5} (s)	Mínimo	$\Delta t_{2.5-1}$ (s)	Δt_{8-5} (s)	Mínimo	$\Delta t_{2.5-1}$ (s)	Δt_{8-5} (s)	Mínimo	$\Delta t_{2.5-1}$ (s)	Δt_{8-5} (s)	Mínimo
1	26.5	3.8±0.1	3.6	33.6	4.1±0.8	3.9	20.4	3.0±0.1	2.9	29.6	4.0±1.5	3.1
2	16.5	3.2±0.1	3.1	19.7	5.1±1.5	3.4	13.1	2.5±0.1	2.4	23.9	3.5±0.8	3.2
3	31.9	4.7±0.1	4.1	42	7.6±2.4	4.5	21.6	3.8±0.1	3.7	49.4	5.7±1.8	4.4

Tabela 16. Tempo de resfriamento dos 3 passes da soldagem de dupla-calha com duplo aquecimento por indução em tubo inclinado 45° ($Q=50$ l/min).

TUBO INCLINADO – AQUECIMENTO DUPLO						
Passe	GMAW-P DC			GMAW-P AC		
	Aquecimento duplo Calha/Tubo			Aquecimento duplo Calha/Tubo		
	$\Delta t_{2.5-1}$ (s)	Δt_{8-5} (s)	Mínimo	$\Delta t_{2.5-1}$ (s)	Δt_{8-5} (s)	Mínimo
1	97	5.8±1.9	4.3	85	5.2±1.5	4.9
2	32.3	5.3±1.4	4.0	29.3	4.5±1.3	3.9
3	114	7.4±1.5	5.9	104	6.6±1.4	5.6

De um modo geral o GMAW-P DC apresentou maior tempo de resfriamento. Comparando-se ambas as variantes sem pré-aquecimento, o Δt_{8-5} foi 33.3% maior para a corrente contínua. Esse fator deve-se à maior potência disponível nessa variante, cerca de 6060 W contra 5139 W do GMAW-P AC com $d_g=1.3$ mm. O passe 2 é em geral o cordão que sofre maior efeito da convecção do fluido dentro do tubo, seguido pelo passe 1 e o passe 3 sendo o menos afetado. Uma análise dos mínimos Δt_{8-5} mostra que o emprego do pré-aquecimento da calha a 400 °C aumentou o tempo em 0.3 s (9.6%) para o GMAW-P DC e 0.8 s (33.3%) para o GMAW-P AC. Com o aquecimento duplo esse aumento foi maior, cerca de 0.9 s (29.0%) no GMAW-P DC e 1.5 s (38.5%) no GMAW-P AC.

No $\Delta t_{2.5-1}$ o mesmo comportamento foi verificado, considerando um valor médio para todos os passes o efeito do aquecimento da calha apresentou um aumento de 25.9% para o

GMAW-P DC e 85.4% para o GMAW-P AC. Quando o aquecimento duplo foi aplicado, os aumentos no $\Delta t_{2.5-1}$ foram ainda maiores, um incremento em média de 56.1 s (206.4%) para o GMAW-P DC e 54.4 s (273.9%) para o GMAW-P AC. Conforme discutido na Seção 2.3.1 da Revisão Bibliográfica, acima de 100 °C o hidrogênio possui uma alta taxa de difusão na matriz ferrítica, fazendo com que esse elemento seja removido da região a ser soldada. A permanência por mais tempo nessa faixa acima de 100 °C indica um maior período dentro de uma zona que promove maior taxa de difusão de hidrogênio. Porém, essa avaliação da quantidade de H difundido é subjetiva visto que não há uma forma de se medir *in-situ* a quantidade desse elemento que foi removida da peça pelo aumento do $\Delta t_{2.5-1}$. Porém, o efeito na microestrutura é tangível pelo fato de que uma alteração na microestrutura pode ser mensurada, conforme será mostrado a seguir.

Uma característica nas medições do Δt_{8-5} por termografia foi o maior desvio padrão no valor do tempo para as condições com pré-aquecimento. Conforme exemplifica a Figura 111, isso ocorre pelas diferentes taxas que podem ser obtidas em função do local em que é feita a medição na superfície do tubo. Uma taxa de resfriamento medida sobre o cordão é diferente do valor sobre o tubo ou na calha. Por isso, a Tabela 16 mostra os valores mínimos de Δt_{8-5} , os quais correspondem ao ponto mais severo de resfriamento considerado para análise. A emissividade também é um parâmetro que varia em função do ponto analisado e da temperatura. A poça possui uma alta reflexividade e sua emissividade é maior daquela na parede do tubo. Uma emissividade geral para o tubo de 0,72 apresentou melhor concordância entre as temperaturas da termografia e dos termopares. Assim, a termografia não se mostrou o método mais fácil para medição dos tempos de resfriamento acima de 800 °C, conforme será mostrado na etapa de simulação.

De um modo geral essas análises mostram que o pré-aquecimento por indução afetou a taxa de resfriamento a partir da austenita, mesmo que temperaturas relativamente baixas tenham sido avaliadas nessa primeira etapa.

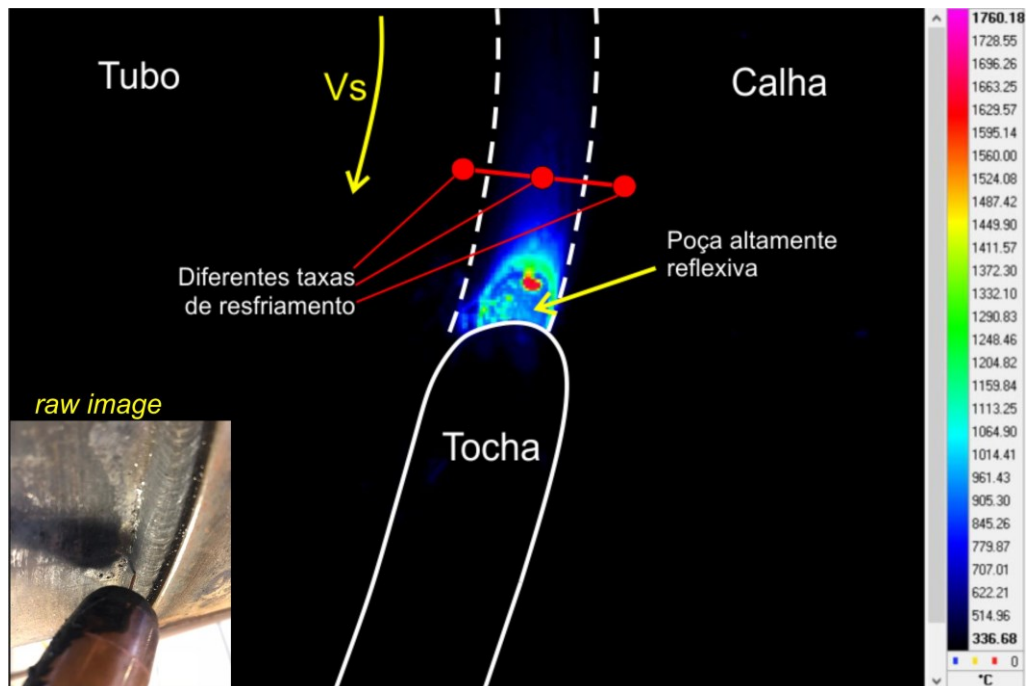


Figura 111. Termografia da soldagem do Passe 3 com GMAW-P DC com a calha aquecida por indução [<https://youtu.be/EHQAXps11ik>].

Mapas de microdureza Vickers estão apresentados na Figura 112 e na Figura 113 com os valores de dureza máxima obtidos em cada condição de soldagem. O valor mais alto foi medido no pé do segundo passe para todos os casos. O aumento no tempo de resfriamento por meio do aquecimento por indução reduziu a dureza máxima, porém ainda se verificaram valores acima de 300 HV, indicando a presença de uma microestrutura martensítica. Comparando as condições da Figura 112 com as da Figura 113 verifica-se que no pé do cordão a dureza foi maior em média para o processo GMAW-P AC, fato que pode ser atribuído à menor energia de soldagem derivada da menor potência dessa variante. De acordo com o diagrama apresentado por Bain e Paxton [70] a dureza da microestrutura martensítica é dada em função do teor de carbono do material, sendo que para a %C medida no tubo desse trabalho valores acima de 300 HV já podem indicar a existência de martensita.

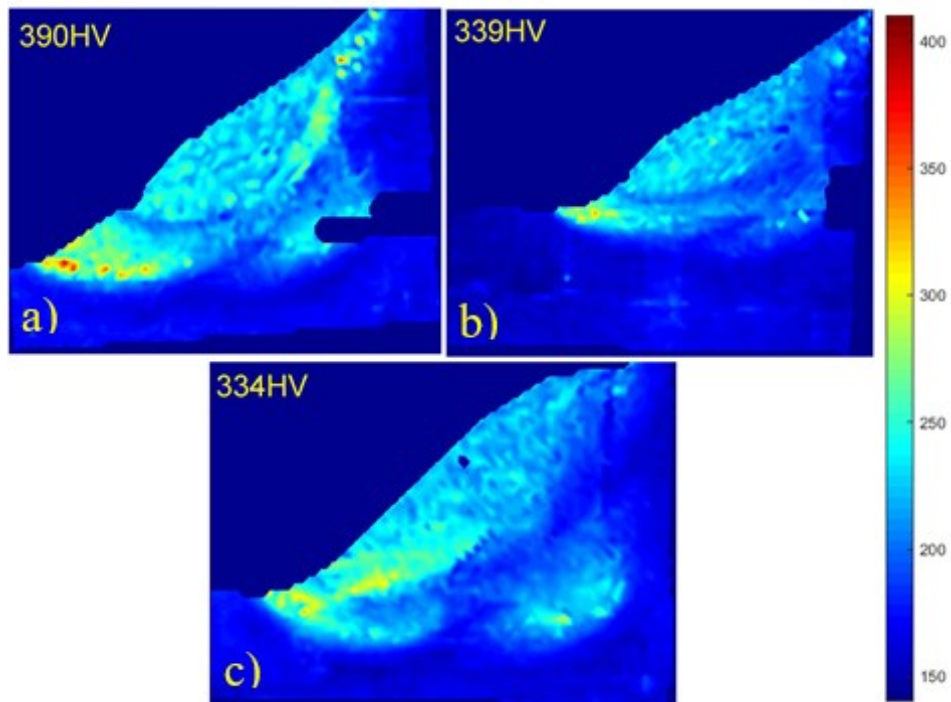


Figura 112. Mapas de microdureza para a soldagem com GMAW-P DC. Em a) Sem aquecimento por indução; b) Com aquecimento da calha; c) Com aquecimento duplo bancada inclinada.

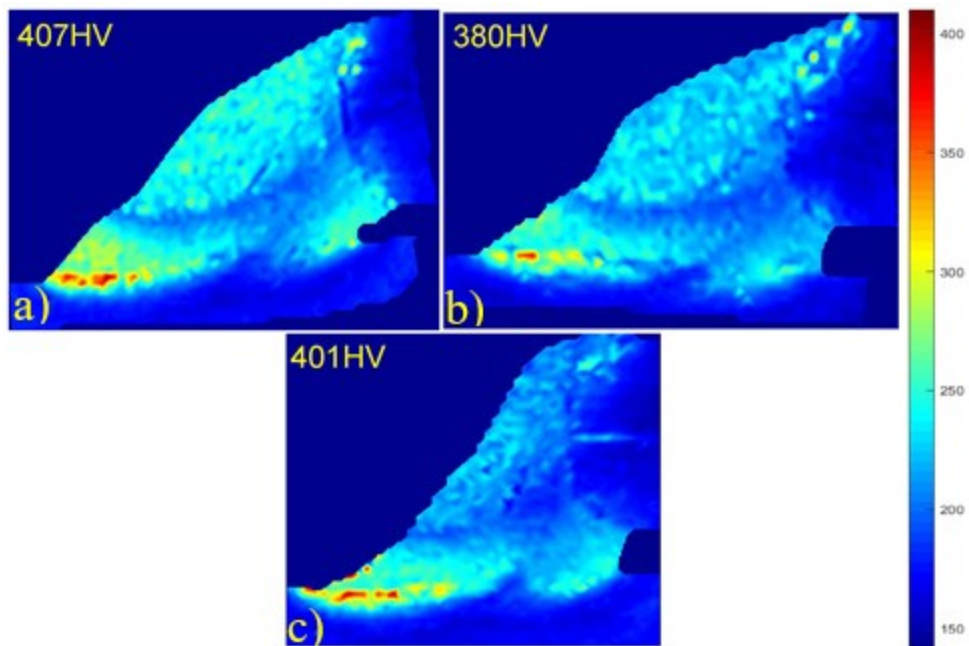


Figura 113. Mapas de microdureza para a soldagem com GMAW-P AC. Em a) Sem aquecimento por indução; b) Com aquecimento da calha; c) Com aquecimento duplo bancada inclinada.

As normas de soldagem em operação não exigem testes de microdureza, mas sim ensaios de dureza HV10 realizados na ZAC GG. Assim, alguns pontos em geral podem

apresentar menor dureza média e máxima devido a maior área coberta pelo indentador desse ensaio. A Tabela 17 mostra os valores de dureza HV10 medidos para 4 condições de soldagem. Em uma comparação com os valores de microdureza máxima apresentados nas Figura 112 e Figura 113 verifica-se que houve uma redução, ficando abaixo dos 350 HV usados como referência na literatura [69].

Tabela 17. Valores de dureza HV10 medidos em macrografia de soldagem circunferencial de dupla-calha tipo B, de acordo com a ASME PCC-2 [127].

	P DC S/pré	P DC inclinado	P AC s/pré	P AC inclinado
	201.5	250.5	281.1	290.3
	291.8	303.7	319.0	322.3
	310.9	274.1	321.6	318.3
	302.7	264.3	331.6	321.0
	310.2	261.4	297.9	315.0
	307.4	257.5	302.5	321.6
	295.5	238.9	269.1	302.0
Média	288.6±36	264.6±19	303.3±21	312.9±11
Máximo	310.9	303.7	331.6	322.3

A Figura 114 mostra uma sobreposição da macrografia com o mapa de microdurezas, destacando a localização da zona de maior valor que nesse caso se encontra na ZAC GG do passe 2. A condição mostrada refere-se à soldagem com GMAW-P AC sem pré-aquecimento, na qual foi medida o maior valor de microdureza (407 HV). A microscopia óptica da Figura 115 foi realizada na interface do metal de solda com o metal de base, na qual a linha de fusão (amarela tracejada) divide a zona fundida da ZAC. É possível verificar grãos primários de austenita relativamente grandes em função do tempo que essa região passou em alta temperatura. Também há a presença de estrutura ferrítica nos contornos desses grãos (GBF) e ferrita de Widmanstätten (WF) com crescimento epitaxial aos contornos. A maior taxa de difusão dos elementos de liga em alta temperatura, característica da estrutura cúbica de corpo centrado (CCC), proporciona o crescimento dessa ferrita, além de impedir com que seja visualizada a estrutura primária de solidificação [1]. Na região central dos grãos visualiza-se uma microestrutura martensítica (M) na qual o ataque químico foi mais fraco devido a coloração mais clara. Na microscopia com aumento de 1000X da Figura 116 é possível visualizar mais detalhadamente a morfologia característica da martensita (M) com ripas dispostas em 60°. Porém, na mesma imagem também verifica-se microestrutura bainítica (FS(B)) geralmente presentes em aços hipoeutetóides submetidos a um rápido resfriamento. Isso mostra que a

microestrutura é uma mistura de martensita e bainita, com ferrita precipitada nos contornos de grão primários de austenita.

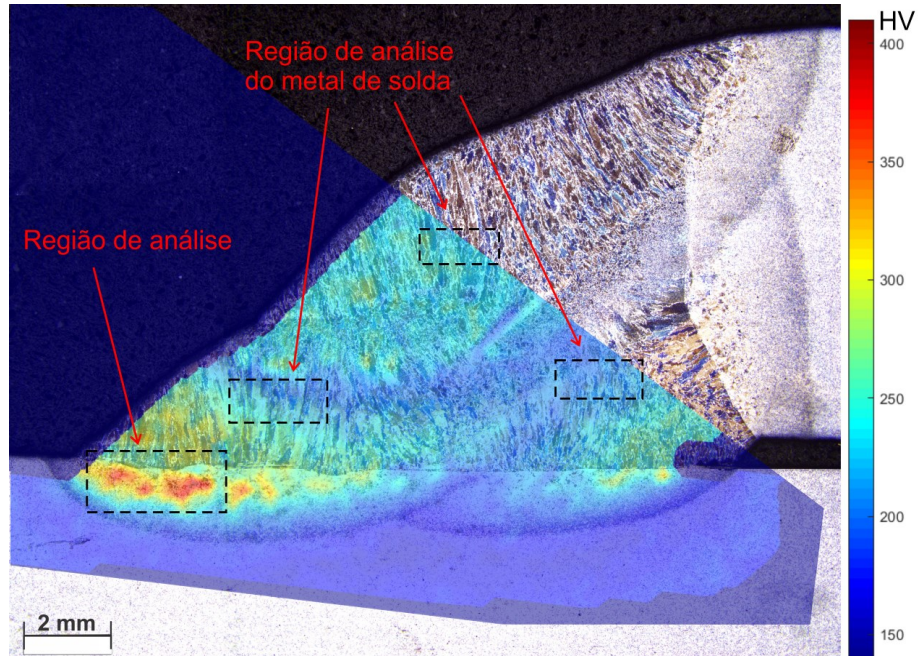


Figura 114. Macrografia com mapa de microdureza destacando a localização da região crítica de alta dureza.

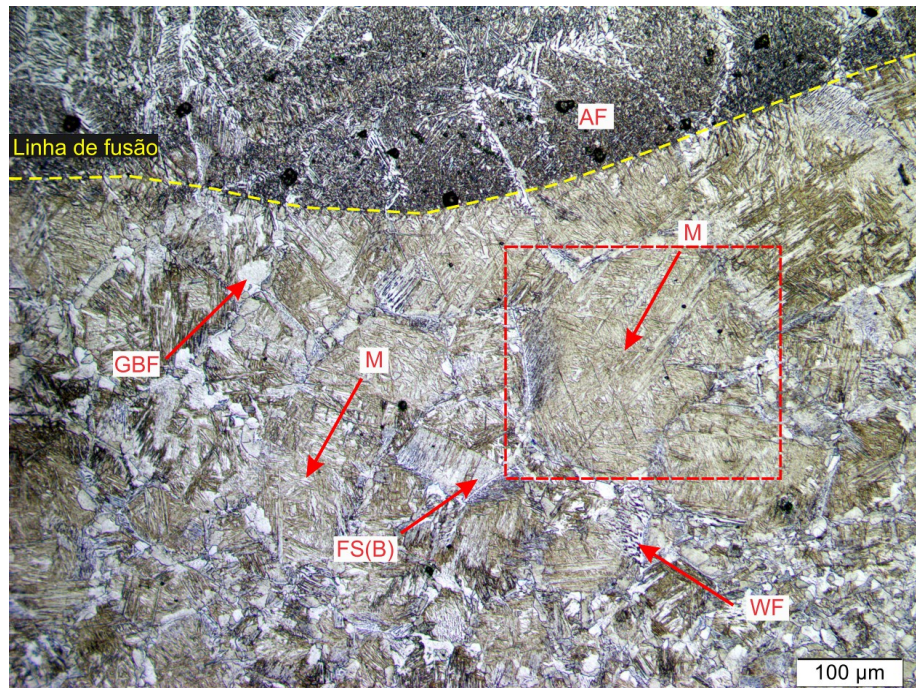


Figura 115. Micrografia em aumento de 200X da ZAC de grãos grosseiros para soldagem com GMAW-P AC sem aquecimento. Ataque Nital 2% por 15 s.

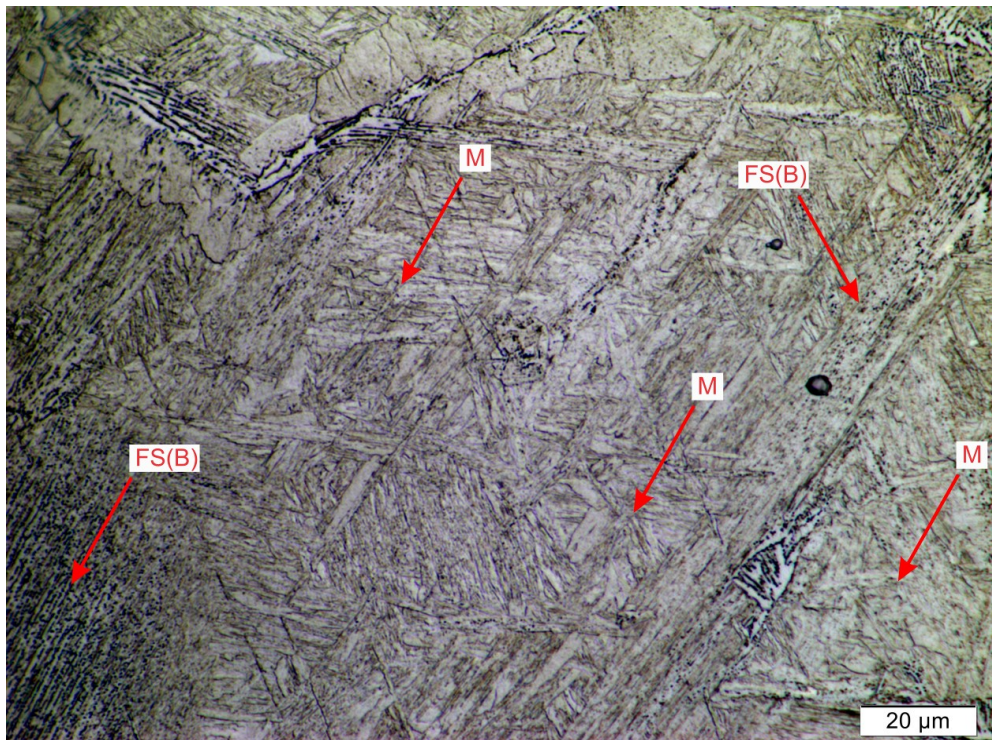


Figura 116. Micrografia em aumento de 1000X da ZAC de grãos grosseiros para soldagem com GMAW-P AC sem aquecimento. Ataque Nital 2% por 15 s.

A martensita precipita no interior do grão devido à saturação da estrutura em C, além de ser uma microestrutura que se forma sem difusão (adifusional), ou seja, não depende de tempo para ocorrer [136]. Após o aquecimento acima da zona crítica a microestrutura original do material formada por ferrita e perlita (ferrita + Fe_3C) se transforma em austenita, fazendo com que o C esteja em solução sólida na estrutura cubica de face centrada (CFC). Sua solubilidade ao carbono é relativamente alta (2.11%) quando comparada ao arranjo CCC da ferrita (0.02%) [1]. Outro ponto importante é que a taxa de difusão de átomos de C é mais baixa na austenita, quando comparada a ferrita, fato que aliado à alta taxa de resfriamento da soldagem em operação e o maior tamanho dos grãos na ZAC GG acabam por dificultar a difusão do C e a formação de fases mais dúcteis. Em temperaturas abaixo de A_1 essa região apresentará naturalmente estrutura CCC, porém sem espaço para acomodar átomos de C nos seus interstícios, a matriz é distorcida e a martensita precipitada (tetragonal de corpo centrado). A contribuição do crescimento dos grãos é evidenciada também pelo fato de que a ZAC de grão finos (FG) também sofreu austenitização completa em regiões acima de A_3 e parcial acima de A_1 , porém, sua dureza foi significativamente mais baixa, causada pela presença de ferrita. Isso pode ser visto na Figura 117, na qual está mostrada a evolução da microestrutura da ZAC a partir da ZF do passe 2 até o metal de base (BM). Assim como a região de grão grosseiros a ZAC GF (FGHAZ) pode apresentar a presença de martensita por ter sido aquecida acima da

austenitização, porém é possível verificar-se também uma maior presença de ferrita (microestrutura branca) à medida que se aproxima da linha A3. Na ZAC intercrítica (ICHAZ) (entre A1 e A3) uma parte sofreu austenitização, portanto a presença de martensita é possível, porém a estrutura visualizada caracteriza-se majoritariamente por ferrita. Difusão de C também pode ocorrer durante o tempo que a ZAC permanece em alta temperatura, com uma migração do C em direção à região de maior temperatura (ZF), isso pode auxiliar no enriquecimento de C na ZAC GG.

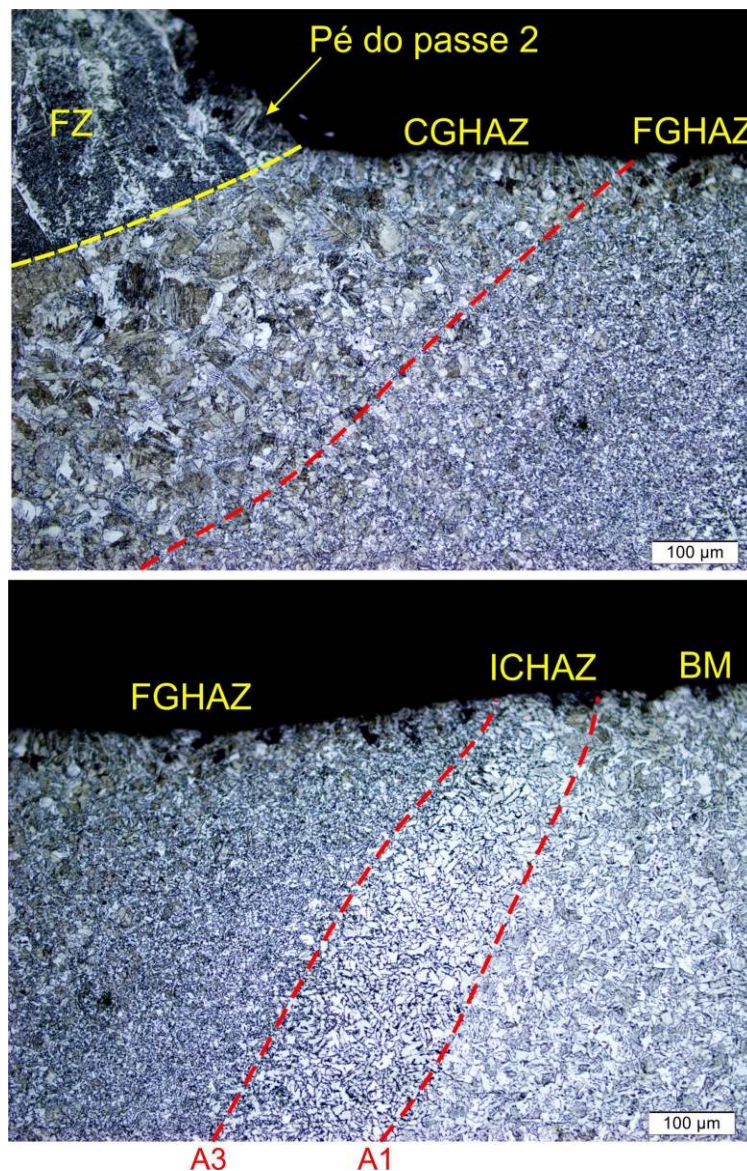


Figura 117. Micrografia com aumento de 200X da ZAC próxima ao passe 2 da soldagem com GMAW-P AC sem pré-aquecimento. Ataque Nital 2% por 15s.

O metal de solda para todas as condições apresentou em geral uma microdureza abaixo dos 300 HV mesmo nos casos sem aquecimento por indução. A Figura 118 mostra 3 pontos distintos no metal de solda indicados anteriormente na Figura 114. Morfologicamente verifica-se uma estrutura refinada em forma de pequenas agulhas dispersas aleatoriamente. A dureza encontrada foi relativamente baixa, que juntamente com a pequena quantidade de carbono presente no metal de solda indicou a estrutura como ferrita acicular (AF). Na mesma imagem também é possível visualizar ferrita de contorno de grão (GBF) e ferrita de Widmanstatten com microfase alinhada (WF) e não alinhada (WF(NA)).

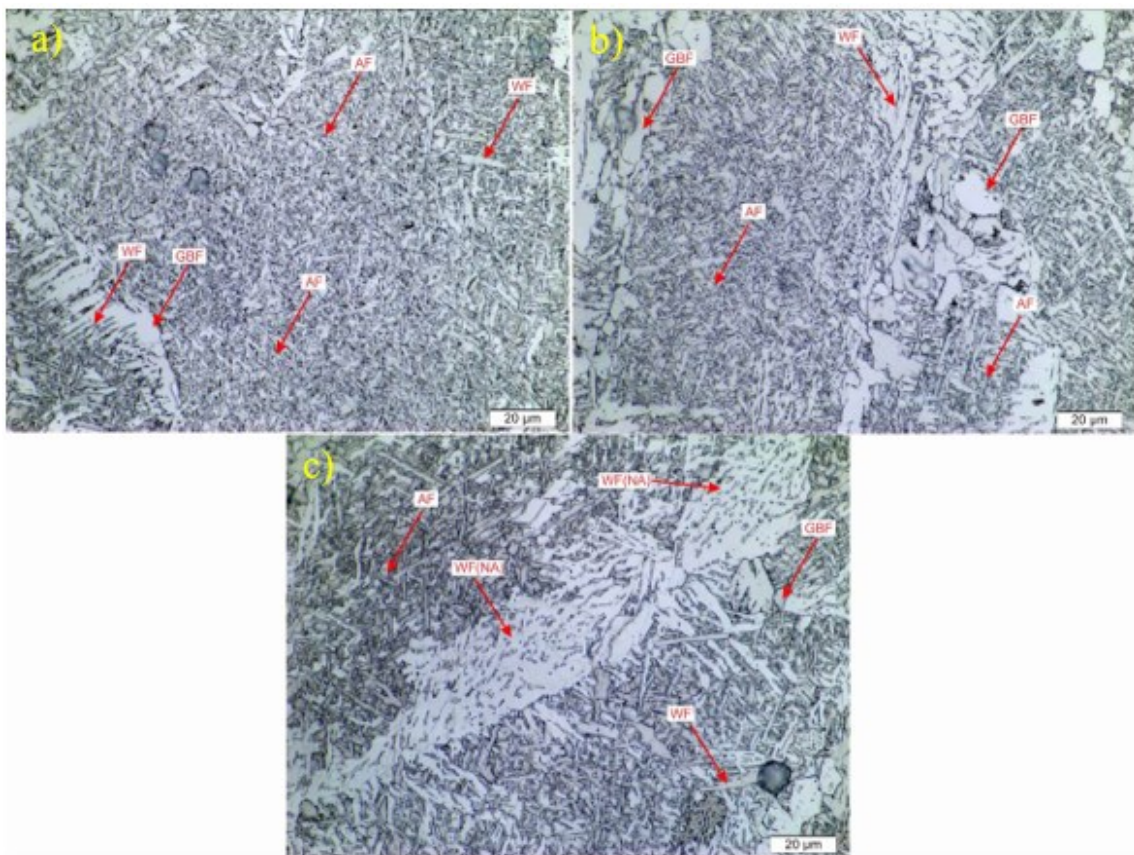


Figura 118. Micrografia com aumento de 1000X do metal de solda para a condição GMAW-P DC sem aquecimento por indução. Em a) Passe 1; b) Passe 2; c) Passe 3. Ataque Nital 2% por 15 s.

Em todas as condições de soldagem apresentadas nos mapas de microdureza anteriores identificou-se a presença de martensita na ZAC GG. A Figura 119 mostra a micrografia com aumento de 200X da condição de menor dureza (GMAW-P DC com aquecimento duplo, uma bobina sobre a calha e outra sobre o tubo), na qual embora o tempo de resfriamento tenha sido maior pelo aumento da energia de soldagem e utilização de pré-aquecimento, ainda houve a presença de martensita. Isso mostra que apenas o aumento da energia de soldagem, pela troca de GMAW-P AC para GMAW-P DC, não foi suficiente para evitar a sua formação quando o

processo é submetido a condições severas de resfriamento. A temperatura de 87 °C de pré-aquecimento no passe 2 não foi o suficiente para controlar a formação de martensita e reduzir a dureza significativamente para o GMAW-P AC. A dificuldade em se alcançar temperaturas elevadas de pré-aquecimento na soldagem em operação é um fator que faz com que a técnica não seja utilizada para o controle da microestrutura, porém em níveis mais elevados o efeito sobre a taxa de resfriamento pode ser mais significativo e o pré-aquecimento pode ser utilizado como uma ferramenta para o controle microestrutural, além da remoção do hidrogênio. Temperaturas mais altas e seu efeito de reduzir a taxa de resfriamento serão mostrados na Seção 5.4.4.

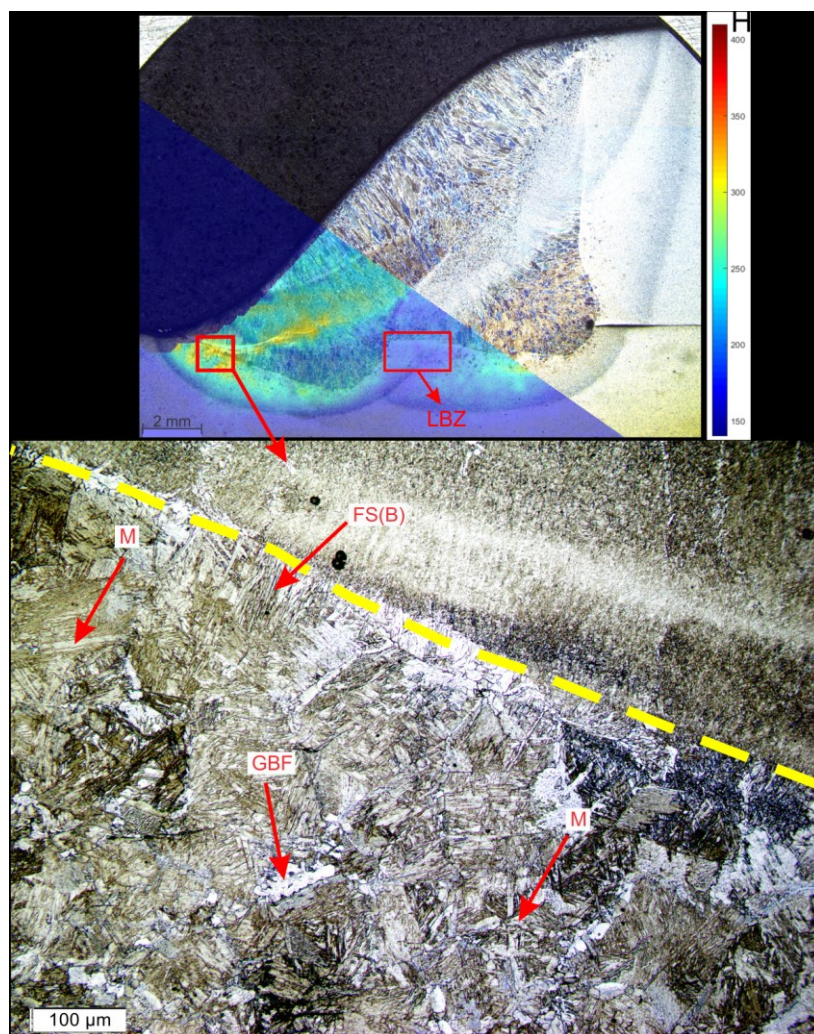


Figura 119. Macrografia seguida por micrografia em aumento de 200X da ZAC de grãos grosseiros para soldagem com GMAW-P DC com pré-aquecimento por indução de 73 °C. Ataque Nital 2% por 15 s.

O primeiro passe de selamento da calha no tubo possui uma configuração parecida com o passe 2 pois seu pé encontra-se sobre o tubo, proporcionando um resfriamento mais rápido na região. Contudo, após a finalização da junta verificou-se uma dureza relativamente baixa na ZAC GG original (próxima ao pé do passe 1), conforme pode ser visto retângulo vermelho indicado pela sigla LBZ na Figura 119. Esta área do metal de base foi reaquecida acima da zona intercrítica ao depositar-se o passe 2, fazendo com que austenita se formasse novamente ao longo dos contornos de grãos primários. A literatura chama esta região reaquecida de *local brittle zone* (LBZ). Tronskar and Wui [137] realizaram ensaios CTOD (*crack tip opening displacement*) em soldas multipasse com a presença de LBZ e verificaram uma baixa tenacidade à fratura desse ponto, apontando que é importante o controle do aporte térmico para que o tamanho dessa zona seja mitigada. Esse fato vem de acordo com a proposta de utilização do processo com corrente alternada que possibilita atenuar a energia dissipada para a peça. A Figura 120 mostra em maior magnitude a região de LBZ destacada anteriormente no retângulo da Figura 119. A ZAC GG obtida no depósito do passe 1, reaquecida acima de A1 (ICGHAZ) pelo passe 2, está dividida pela linha azul, onde verifica-se uma microestrutura de ripas mais grosseiras indicando que houve um crescimento durante o reaquecimento. A ZAC GG reaquecida abaixo de A1 que inicialmente era martensita foi revenida (TM) onde é possível verificar a precipitação de carbonetos em toda a estrutura (*pepper like*). Sun et al. [138] também encontraram essa microestrutura na soldagem multipasses com GTAW e SMAW, nas quais o autores mostram por meio de análise em microscópio eletrônico de varredura (MEV), o crescimento da martensita reaquecida acima de A1 na ZAC GG do primeiro passe, além da precipitação de carbonetos na região revenida (abaixo de A1). A queda na dureza em pontos reaquecidos também foi uma característica mostrada pelos autores por meio de simulação numérica da transformação de fases e da dureza resultante. Abe [139] cita dois mecanismos para o crescimento das ripas de martensita: 1- A reorganização de discordâncias e a combinação de contornos adjacentes nas ripas devido ao aquecimento; 2- O movimento de pontos triplos de contornos de duas ripas adjacentes que exibem a coalescência local.

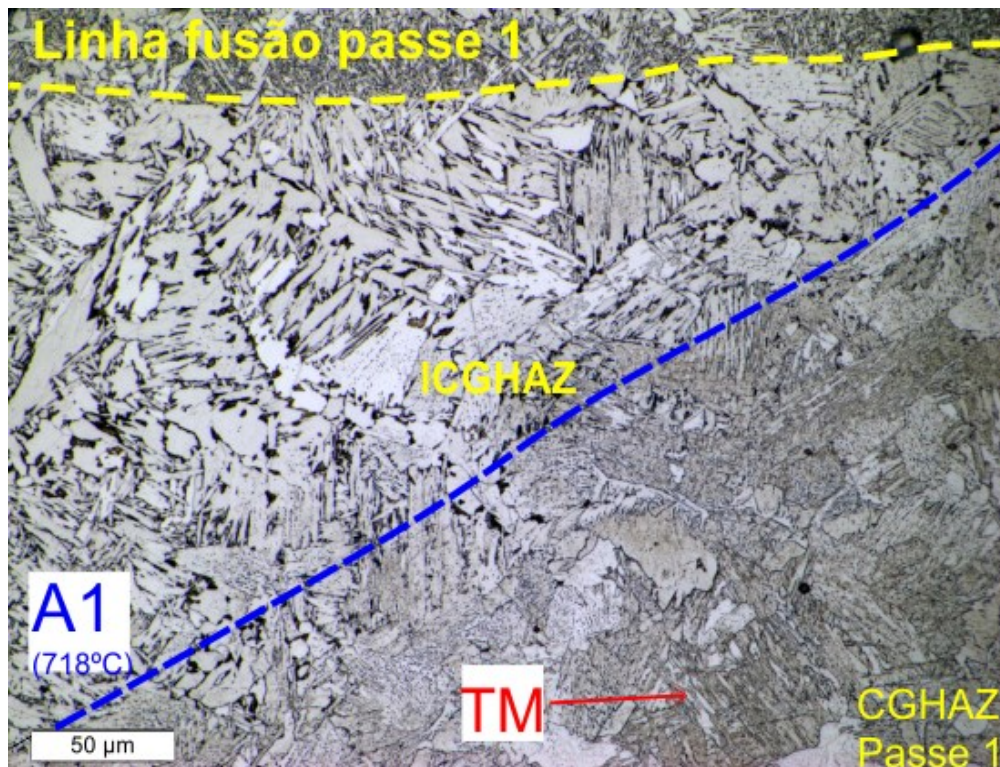


Figura 120. ZAC GG do passe 1 que foi reauecida acima de A1 formando ripas grosseiras e abaixo de A1 formando carbonetos e martensita revenida (TM).

A medição exata da área das LBZ's não é trivial pois dependeria de ensaios mecânicos que delimitassem tais zonas e as correlacionasse com a microestrutura formada. Porém sabe-se que tais zonas estão contidas na ZAC do primeiro passe que foi reauecida pelo passe subsequente. Nesse caso, a área da ZAC do primeiro passe reauecida acima de A1 pelo passe 2 é visível mesmo em uma macrografia, sendo definida como a área da interseção entre a ZAC do passe 1 e a do passe 2 sobre o metal de base. O tamanho dessa área pode ser uma boa estimativa da susceptibilidade à problemas com LBZ's e um modo de julgar e comparar os processos de soldagem. Assim, a Tabela 18 mostra os resultados da medição da área reauecida na qual verifica-se que o GMAW-P AC apresentou em geral um menor valor e, portanto, possibilita mitigar a formação de microestrutura susceptível. Em geral as condições com maior nível de pré-aquecimento (duplo) elevaram o tamanho da zona reauecida em 30% para a variante com corrente alternada. Mesmo assim seu valor foi aproximadamente 20% menor que o pulsado em corrente contínua com duplo aquecimento.

Tabela 18. Área da ZAC do passe 1 que foi reauecida acima da zona intercrítica pelo passe 2 (área de intersecção entre a ZAC acima de A1 do passe 1 e do passe 2).

Condição de soldagem	Área reauecida do MB (mm ²)
GMAW-PDC sem pré-aq.	3.66
GMAW-PDC com pré-aq.	3.95
GMAW-PDC aquecimento duplo	4.42
GMAW-PAC sem pré-aq.	2.41
GMAW-PAC com pré-aq.	3.30
GMAW-PAC aquecimento duplo	3.47

5.3.3 Análise qualitativa do hidrogênio difusível e comparação entre processos

A quantidade de hidrogênio é um dos três fatores predominantes para a propagação das TIH conforme já explicado na Seção 2.3.1. A medição do hidrogênio difusível é realizada por equipamentos especiais dedicados para tal finalidade e envolvem a colocação da peça em um ambiente fechado e a captura do gás para posterior medição. Alguns métodos podem utilizar inclusive câmaras de vácuo e o aquecimento simultâneo da peça para acelerar a difusão e reduzir o tempo de ensaio, já que a difusão pode demorar dias dependendo da temperatura do componente [140]. Como forma de simplificar a visualização do hidrogênio, Bruce [141] propôs um ensaio qualitativo similar aos métodos antigos de medição de H que envolviam o mergulho da peça em glicerina líquida ou mercúrio. Nesse caso, a solução é óleo mineral ou vaselina líquida. Na comparação entre os processos mostrados nas Figura 121, 122, 123 e 124 é possível verificar uma maior quantidade de bolhas formadas na soldagem com o processo SMAW usando eletrodo celulósico 6010. Embora esse não seja um consumível utilizado na soldagem de dupla-calha em operação, ele serve como um bom comparativo quanto ao nível de hidrogênio difusível no metal de solda, pois há a difusão de considerável quantidade de gás devido ao seu revestimento composto por material orgânico. O eletrodo básico 7018 é, por outro lado, aplicado em reparos *in-service* por ser considerado um consumível de baixo hidrogênio, conforme mostra artigo do TWI [142]. Porém, os processos GMAW com corrente pulsada propostos neste trabalho reduziram consideravelmente a quantidade de difusão de bolhas, sobretudo o Pulsado AC que apresentou a menor difusão de hidrogênio entre todas as condições monitoradas qualitativamente.

O fato do processo GMAW em geral apresentar menor nível de hidrogênio já é conhecido e difundido na literatura. A justificativa é que diferentemente dos eletrodos revestidos e do FCAW, o arame não possui um revestimento e nem a geração de escória que

pode absorver e reter umidade do ambiente. Porém, o fato de o processo com corrente alternada proporcionar ainda menos hidrogênio é um fato novo. Uma hipótese é que o fenômeno atrelado à limpeza catódica, promovida tanto no arame quanto na peça, quando há a alternância da polaridade auxilie na retirada de óxidos¹⁰ da superfície. Assim, a presença de óxidos no arame ou na peça podem ser removidos pelo fluxo dos elétrons, reduzindo a chance de existir regiões para retenção de hidrogênio. Como grande parte desse gás é inserido no metal de solda pelo próprio metal de adição, o maior aquecimento do arame na polaridade negativa também pode auxiliar na eliminação do hidrogênio do arame. Todas as imagens representam o instante de maior difusão de bolhas ocorrido para cada condição.

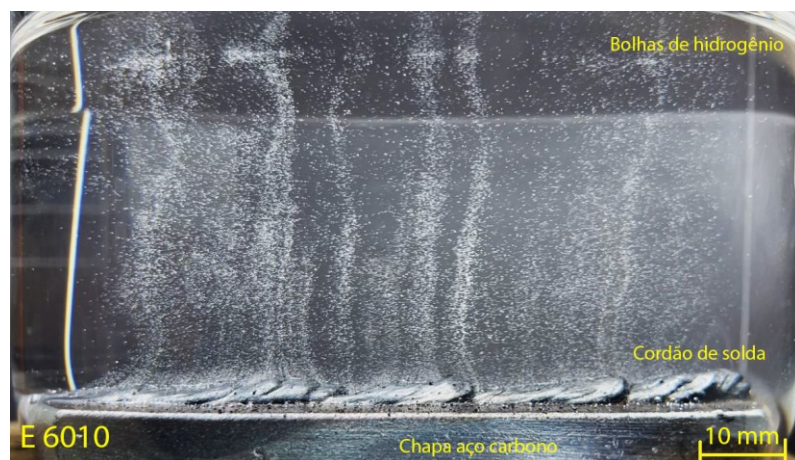


Figura 121. Experimento de difusão de hidrogênio em óleo mineral em cordão de solda depositado com o processo SMAW usando eletrodo celulósico 6010 [<https://youtu.be/U3Ymn0z9HNU>].

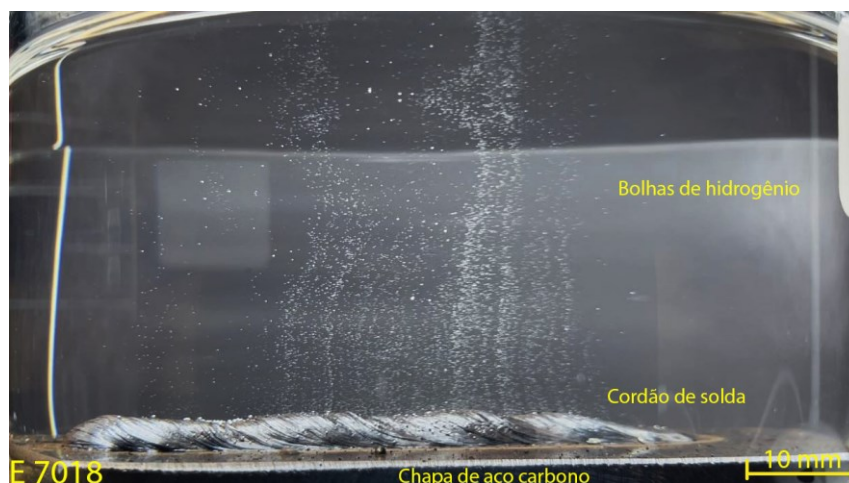


Figura 122. Experimento de difusão de hidrogênio em óleo mineral em cordão de solda depositado com o processo SMAW usando eletrodo básico 7018 [<https://youtu.be/U3Ymn0z9HNU>].

¹⁰ Óxidos são estruturas higroscópicas, ou seja, retém umidade.

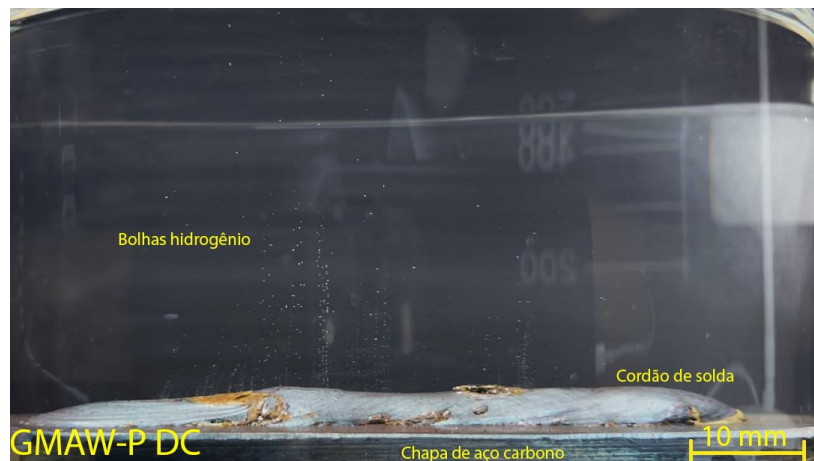


Figura 123. Experimento de difusão de hidrogênio em óleo mineral em cordão de solda depositado com o processo GMAW-P DC usando eletrodo ER 70S-6 [<https://youtu.be/U3Ymn0z9HNU>].

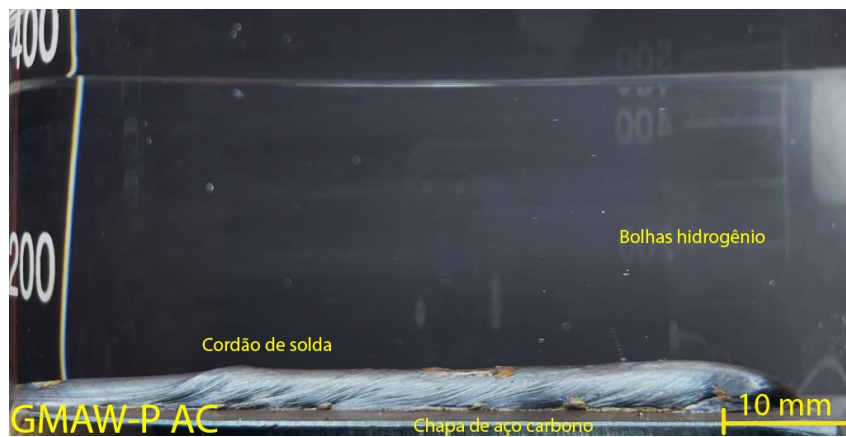


Figura 124. Experimento de difusão de hidrogênio em óleo mineral em cordão de solda depositado com o processo GMAW-P AC usando eletrodo ER 70S-6 [<https://youtu.be/U3Ymn0z9HNU>].

5.4 Simulação multifísica utilizando MEF para verificação da distribuição de temperaturas, taxa de resfriamento e predição da microestrutura

Este tópico apresenta a continuação dos resultados da simulação multifísica utilizando MEF, mas agora com a implementação da etapa da soldagem. Embora os resultados estejam baseados nos experimentos laboratoriais, a flexibilidade da simulação computacional permite que a geometria em CAM seja adaptada para outras aplicações de reparos em operação como *patches*, deposição direta de solda, entre outras. Uma vez que a fonte de calor está calibrada para o processo aplicado, resultados confiáveis podem ser obtidos por meio da simulação.

5.4.1 Análise 3D da distribuição de temperaturas e aporte térmico usando MEF - Simulações em chapa plana

Este tópico mostra a simulação térmica da distribuição de temperaturas da soldagem com as variantes GMAW-P DC e GMAW-P AC em geometria de chapa plana. Considerou-se como dados de entrada os parâmetros elétricos levantados anteriormente na Seção 5.1. Essa primeira bateria de simulação foi conduzida para validar o método proposto no que tange às equações governantes, condições de contorno, programação no *software*, além de uma avaliação da eficiência térmica dos processos. A simulação foi utilizada exclusivamente para calcular a distribuição de temperaturas na peça e o efeito de determinadas condições sobre a taxa de resfriamento. As seguintes simplificações e condições de contorno foram assumidas:

- A entrada de calor conhecida calculada pelo produto do rendimento térmico do processo e da potência medida em uma soldagem real (eliminando-se a necessidade de simular o calor gerado pelo arco elétrico), com base na Equação 4, mostrada anteriormente na Seção 2.3.1;
- A mudança de fase sólido-líquido considerada pelo acréscimo do calor latente e das mudanças das propriedades do material em função da temperatura. O efeito do calor latente na entalpia foi considerado pela variação do calor específico (C_p) dentro de um intervalo de mudança de fase chamado de *mushy phase*, descrito pelas equações:

$$C_p = \theta_1 C_{p,1} + \theta_2 C_{p,2} + \Delta L_{1 \rightarrow 2} \frac{\partial \alpha_m}{\partial T}$$

$$\alpha_m = \frac{1}{2} \frac{\theta_1 - \theta_2}{\theta_1 + \theta_2}$$

$$k = \theta_1 k_1 + \theta_2 k_2$$

$$\theta_1 + \theta_2 = 1$$

$$\rho = \rho_{solid}$$

Onde, os índices 1 e 2 referem-se às fases presentes (sólido e líquido); θ é a fração de cada fase dentro do intervalo de temperatura que ocorre a mudança de fases $\Delta T_{1 \rightarrow 2}$ - o intervalo de transição para o aço carbono usado neste trabalho foi considerada como 80°C -, de acordo com a definição da

literatura [143]; $\Delta L_{1 \rightarrow 2}$ é o calor latente de fusão; k é a condutividade térmica; ρ é a densidade.

- O fluxo de calor por radiação em todas as faces expostas ao ambiente, conforme a Equação 46. A convecção natural para o ambiente foi considerada de acordo com as correlações de Incropera [134] para superfícies planas. As equações estão apresentadas na Seção de Anexos 1. A temperatura ambiente considerada foi de 25°C;

$$q = \varepsilon \sigma (T_{amb}^4 - T^4) \quad (46)$$

Onde, ε é a emissividade; σ é a constante de Stefan-Boltzmann; T_{amb} é a temperatura ambiente.

- A simetria utilizada no plano médio axial da peça para redução do número de elementos e do tempo computacional;
- As transformações metalúrgicas ou mudanças de fase no estado sólido não foram simuladas;
- A física de fluídos e conseqüentemente efeitos de convecção na poça de fusão não foram simulados;
- A transferência de calor pelo transporte de massa do metal de adição para a poça não foi simulada diretamente. Seu efeito é simplifcadamente embutido na distribuição volumétrica da equação que descreve a fonte de calor da soldagem, nesse caso o duplo-elipsoide com fontes combinadas;

A Figura 125 mostra a geometria da chapa criada em ambiente virtual bem como a seção transversal da malha utilizada com elementos tetraédricos (elementos de 4 nós) com os seguintes dados estatísticos:

- **Malha chapa plana:** 21840 elementos; qualidade média dos elementos (*skewness*) de 0,8221; 137807 graus de liberdade.

O modelo levou cerca de 1h e 46 minutos para processar uma análise transiente de 50 s suficiente para simular a etapa de soldagem e resfriamento. Para simular a deposição do metal de adição esse trabalho utilizou um método chamado de *quiet elements*. Nesse método o cordão é modelado inicialmente, conforme mostra a Figura 125a, utilizando como base a macrografia de uma soldagem real. O domínio que representa o material depositado possui inicialmente

propriedades que não afetam a análise até que uma determinada função matemática faz com que tais propriedades sejam alteradas para o seu valor real. Chergui et al. [144] utilizaram com êxito esse método na simulação da deposição de cordões de solda em peças de manufatura aditiva, na qual os elementos foram ativados apenas após a fonte de calor passar pelos mesmos.

Considerando que o modelo resolve a equação do balanço de energia (Equação 13), a condutividade térmica (k) inicial do cordão foi definida como um valor desprezível, igual a 1×10^{-9} W/(m.K). Dessa forma, a difusão de calor da chapa para o cordão é praticamente nula antes da sua “ativação” (região em que a fonte de calor não passou ainda). Nesse caso, define-se uma função matemática como fator de escala para que a passagem da fonte de calor por um dado elemento N faça sua “ativação” e esse assuma as propriedades do material depositado, contribuindo então para o fluxo de calor na peça e para o ambiente, conforme também mostram Michaleris [145] e Carin et al. [146].

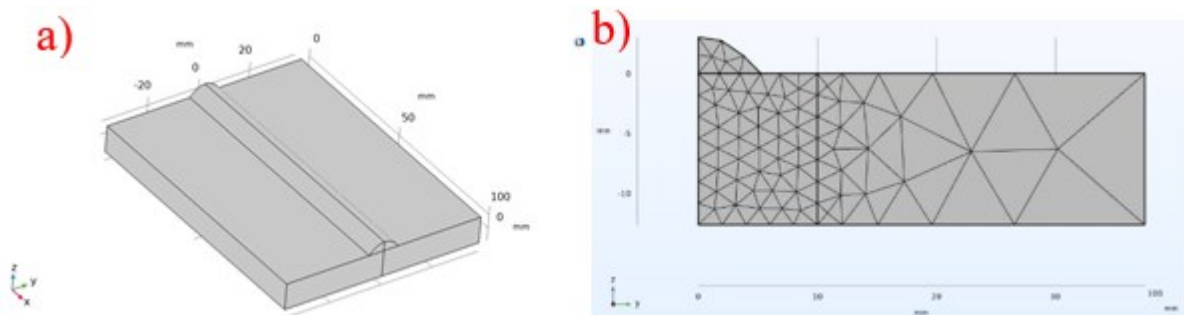


Figura 125. Em a) Modelo geométrico para simulação de soldagem em chapa; b) Seção transversal com detalhe na malha tetraédrica utilizada.

A Figura 126 mostra uma vista isométrica de passos de tempo distintos da análise da distribuição de temperatura calculada pelo modelo. Na Figura 127 é destacado o efeito do método *quiet elements* e como ocorre a transferência de calor por condução dentro do cordão. As setas indicam o fluxo de calor por difusão dentro do cordão e, portanto, na região onde o mesmo já foi ativado há condução térmica com a chapa, porém à frente da função de escala não há fluxo para os elementos ainda “inativos”.

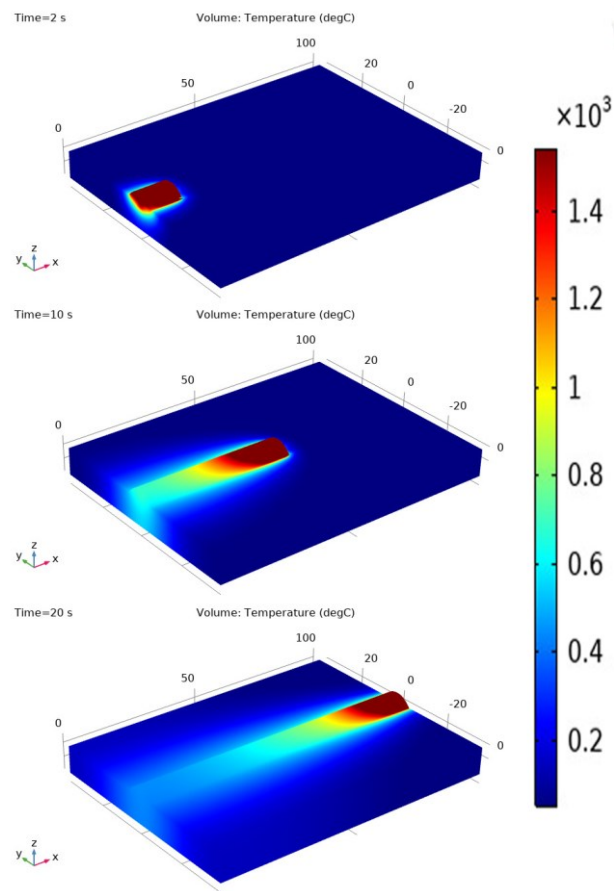


Figura 126. Distribuição de temperaturas para a simulação de soldagem em chapa plana com a variante GMAW-P AC [<https://youtu.be/hLVFWwrmggY>].

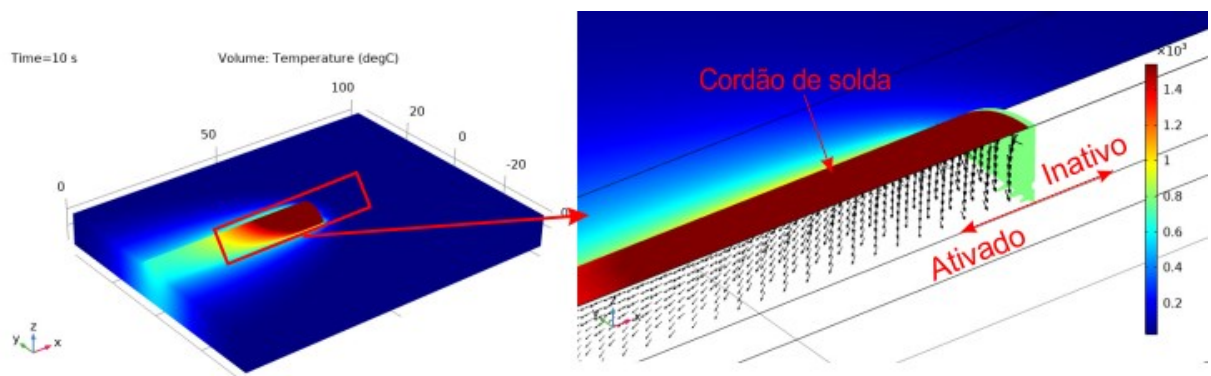


Figura 127. Plot no pós-processamento do fluxo de calor por condução dentro do cordão com o método *quiet elements*.

A calibração e validação do modelo e da distribuição de temperaturas foram definidas por meio de dois fatores: 1- Quando as dimensões da zona fundida e da ZAC foram compatíveis com a solda real; 2- Quando a concordância entre o ciclo térmico adquirido por termopares durante a soldagem real e o ciclo térmico simulado em um mesmo ponto que a medição experimental apresentaram baixo erro.

Em relação ao primeiro fator, a Figura 128 mostra uma comparação da macrografia real *versus* a simulação com destaque para a zona fundida, a qual foi definida como região aquecida acima da linha *liquidus* ($T > 1513 \text{ } ^\circ\text{C}$) e para a ZAC visível aquecida acima de A1 ($T > 718 \text{ } ^\circ\text{C}$). Os resultados nos termopares podem ser vistos nas Figura 129 e Figura 130, nas quais verifica-se uma excelente concordância entre os ciclos térmicos experimentais e os simulados. O erro máximo verificado na temperatura de pico ficou abaixo de 5%, enquanto que no *tail out* (fase de resfriamento) o erro máximo ficou abaixo de 10% para ambas as variantes GMAW. Tanto na distribuição de temperaturas quanto nos ciclos térmicos obteve-se uma excelente concordância entre os resultados experimentais e os simulados.

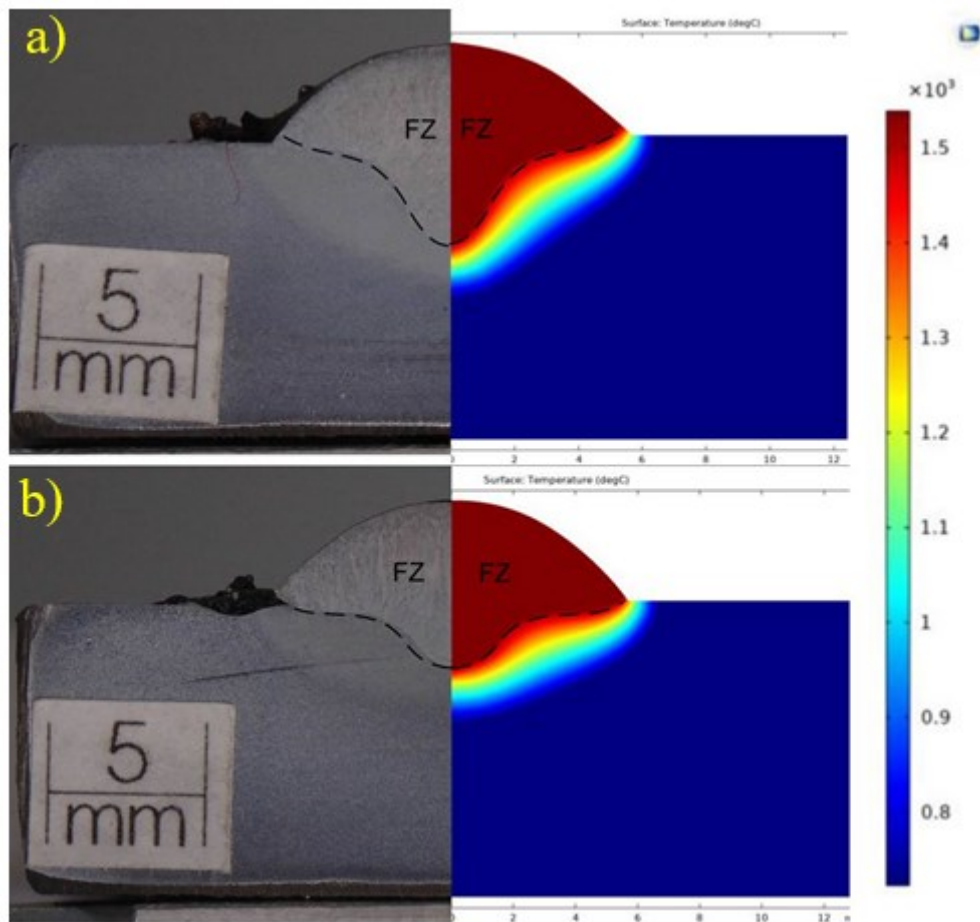


Figura 128. Comparação da seção transversal dos experimentos *versus* a simulação. Em a) GMAW-P sobre chapa; b) GMAW-PAC sobre chapa.

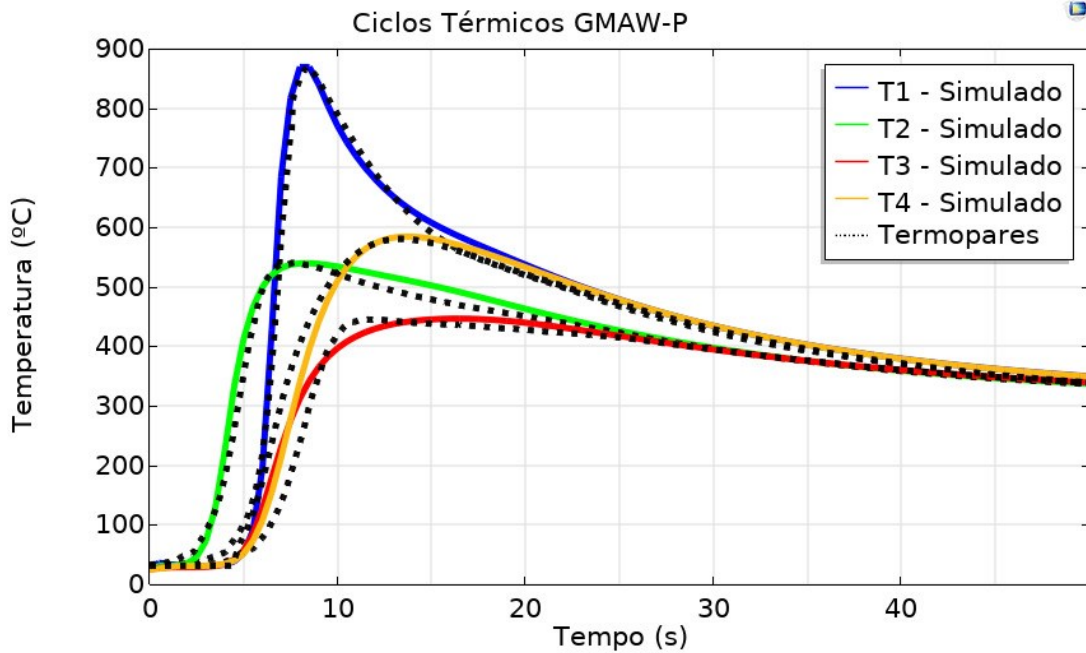


Figura 129. Ciclos térmicos experimentais *versus* simulados para a soldagem sobre chapa com GMAW-P DC.

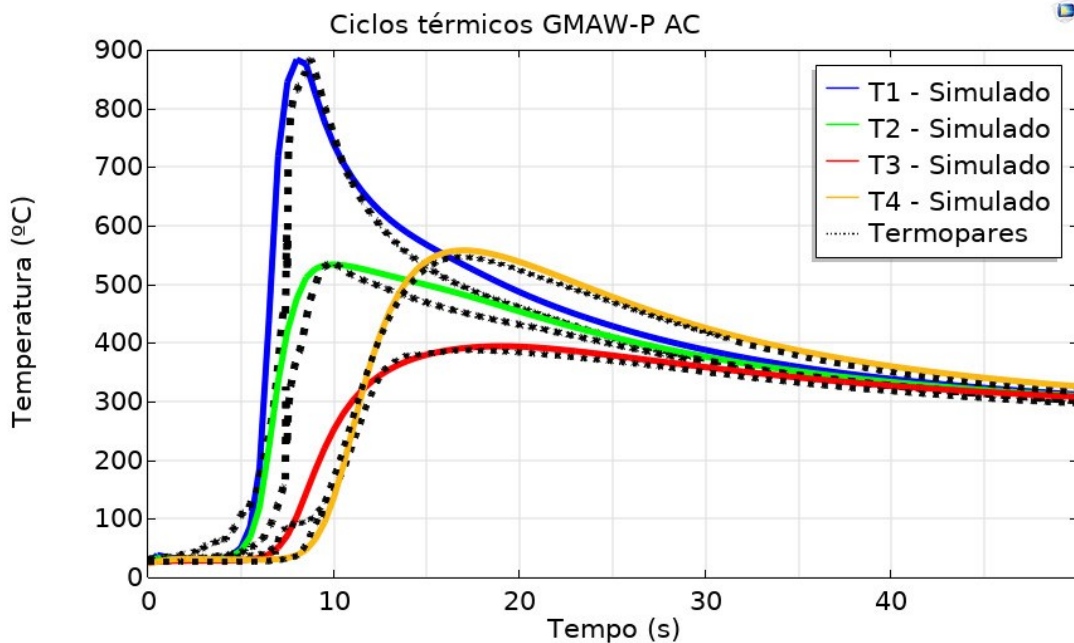


Figura 130. Ciclos térmicos experimentais *versus* simulados para a soldagem sobre chapa com GMAW-P AC.

Conforme mostrado anteriormente nas Seções 5.1 e 5.2 a potência média adquirida para as duas variantes empregadas na dupla-calha foi de 6060 W no GMAW-P e 5139 W para o GMAW-P AC com $d_g=1.3$ mm. Esse valor foi calculado pelo sistema de aquisição como a média das potências instantâneas nos N pontos gravados pelo equipamento. O seu cálculo é dado pela Equação 47.

$$P_{Measured} = \frac{\sum_{i=1}^n (U_i \times I_i)}{N} \quad (47)$$

Onde N é o número de pontos aquisitados, U_i é a tensão instantânea e I_i é a corrente instantânea.

A potência transferida para a peça é diferente desse valor nominal devido a fatores que influenciam o rendimento térmico, como a radiação do arco para o ambiente, dos parâmetros geométricos do arco e claramente do tipo da polaridade utilizada. Para unir esses fatores define-se comumente o parâmetro de rendimento térmico do processo, o qual é muitas vezes erroneamente interpretado e simplifadamente explicado como apresentam algumas tabelas da literatura [147]. Scotti e Ponomarev [148] mostram que apenas parte do calor do arco é transferido para a peça. Uma parcela desse é utilizada para a fusão enquanto que outra é difundida por condução para a peça sem auxiliar na fusão. Contudo, os autores definem o calor líquido que contribui para a elevação da peça como calor imposto.

No caso desse trabalho o fator chamado de rendimento térmico do processo define especificamente a porção da potência líquida que é transferida para a peça e também auxilia em fundir o metal de base (calor imposto). Essa potência transferida para a peça (P_{net}) é calculada pelo produto da potência medida ($P_{measured}$) pelo rendimento térmico (η), conforme a Equação 48. A P_{net} pode também ser usada para o cálculo do aporte térmico do processo (HI), já citado anteriormente na Equação 4.

$$P_{net} = P_{Measured} \times \eta \quad (48)$$

Após a calibração do modelo por meio de uma simulação que representa de forma fiel a zona fundida e os ciclos térmicos medidos experimentalmente, torna-se possível verificar a P_{net} na etapa de pós-processamento. A P_{net} é obtida por meio de uma integração do fluxo de calor no domínio da peça, no qual a fonte de calor representativa da soldagem é aplicada. A Figura 131 mostra o gráfico da potência e do aporte térmico na peça calculados no pós-processamento depois da calibração da zona fundida, da ZAC e dos ciclos térmicos. Verifica-se a existência de uma rampa de 3 segundos de subida na potência. Esse comportamento é causado pela entrada gradual da fonte de calor no domínio da peça, conforme pode ser

visualizado na Figura 131 no tempo de 2 s. Do modo como foi programada a simulação neste trabalho, esse tempo inicial é um intervalo que a fonte de calor leva para estabilizar no modelo a partir da borda inicial da chapa.

Para obter a zona fundida e distribuição de temperaturas da Figura 128 foi necessário um *input* de potência de 4970 W na simulação do GMAW-P DC, enquanto que o GMAW-P AC precisou de uma potência de 3600 W. Comparando as duas macrografias é nítida a menor fusão do metal de base para o GMAW-P AC, logo um menor volume fundido do metal de base foi obtido e, portanto, uma menor potência é requerida da fonte térmica. Calculando-se a razão entre a potência simulada e a medida, obteve-se o rendimento de 0.82, com um aporte térmico de 0.99 kJ/mm para o GMAW-P DC, e rendimento de 0.70 com aporte térmico de 0.72 kJ/mm para o GMAW-P AC. Esses dados corroboram com a afirmativa de que o GMAW-P AC proporciona um menor aporte térmico na peça e por isso um menor aquecimento do componente. Essa ferramenta de simulação para verificação do rendimento térmico pode ser uma alternativa a técnicas como a calorimetria para estimativa do rendimento térmico.

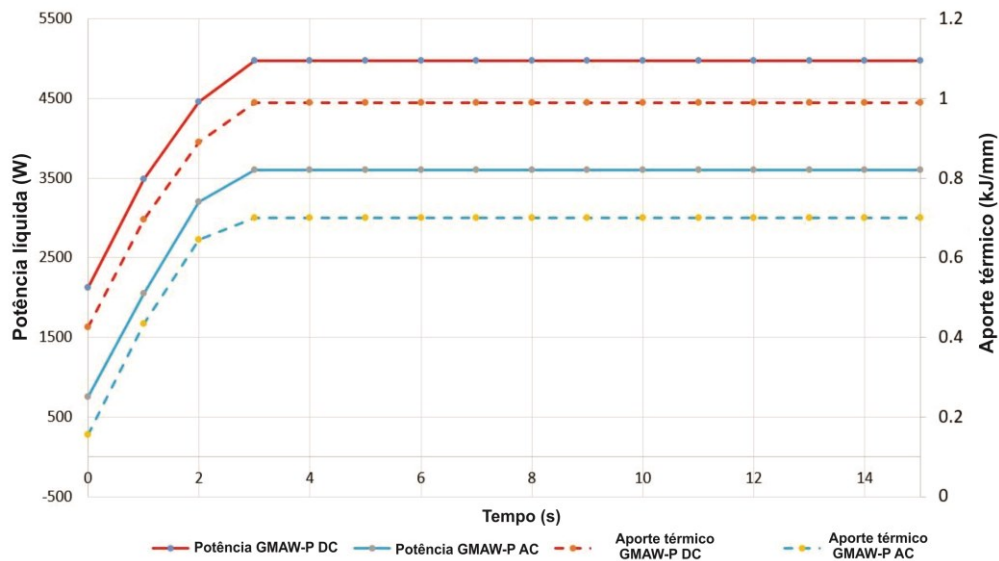


Figura 131. Avaliação da potência transferida para a peça e o aporte térmico na simulação da soldagem com GMAW-P e GMAW-P AC.

É importante ressaltar que o rendimento de fusão apontado por Scotti e Ponomarev [148] pode ser analisado de duas formas: 1- em termos de fusão da peça e; 2- em termos de fusão do arame. Se a análise for realizada do ponto de vista da quantidade de arame fundida, pode-se dizer que o GMAW-P AC tem um rendimento de fusão maior que o GMAW-P DC, pois necessita de menor potência para fundir a mesma quantidade de arame. Porém, como nesse trabalho o interesse é flexibilizar o aporte térmico na peça, controlando a penetração e a distribuição de temperatura em função da demanda da aplicação, o rendimento

térmico deve ser analisado em termos de potência transferida para a peça. E neste caso, o rendimento térmico do GMAW-P AC é menor.

5.4.2 Análise 3D multifísica da distribuição de temperaturas em soldagem *in-service* utilizando MEF – Criação do modelo multifísico, condições de contorno e suas etapas

Este tópico mostra o desenvolvimento do modelo 3D multifísico considerando o deslocamento orbital da fonte de calor em geometria tubular. Três físicas foram consideradas e acopladas nesse modelo: 1- *transferência de calor por condução e advecção (convecção no tubo)*; 2- *campo eletromagnético e aquecimento por indução*; 3- *fluxo de fluido no interior do tubo*. Essa última proporciona uma determinada troca de calor em função das propriedades do escoamento, caracterizada pelo coeficiente h mostrado anteriormente no item 4.1.3. O objetivo dessa modelagem foi criar uma forma de simular diferentes condições de aquecimento da peça por meio da mudança do aporte térmico de soldagem, parâmetros geométricos de bobinas e propriedades do escoamento do fluido, verificando seu consequente efeito na taxa de resfriamento da solda (Δt_{8-5} , Δt_{8-3} e $\Delta t_{2.5-1}$) e na distribuição de temperaturas na parede do tubo.

A Figura 132 mostra a distribuição de temperaturas no primeiro modelo 3D desenvolvido com uma simulação puramente térmica. A mesma metodologia utilizada nas chapas do tópico anterior foi transformada para coordenadas cilíndricas gerando um movimento orbital. As dimensões do modelo (diâmetro do tubo e da calha) representam os utilizados experimentalmente, porém com um comprimento reduzido, focando apenas na região da calha. Esta abordagem reduzida, também mostrada por Ahmed et al. [111], simplifica o modelo assumindo que a troca de calor em regiões muito distantes ao local da soldagem pode ser desprezada, diminuindo o tempo computacional significativamente. Farias et al. [102] também cita que a redução geométrica deve ser utilizada com o crescimento da malha em regiões longe do interesse.

Embora essa geometria reduzida proporcione um menor tempo de processamento, comparada a um modelo que representasse todo o comprimento do tubo, essa otimização pode ser ainda maior se condições de contorno de simetria forem adotadas, conforme mostrado por

Huang et al. [15]. Sendo assim, considerando que o tubo é totalmente simétrico e que nos ensaios de soldagem realizados com maior vazão de água, ou com tubo inclinado, não houve *hotspot* (temperatura homogênea ao longo da circunferência), optou-se por trabalhar com apenas $\frac{1}{4}$ da circunferência, conforme o modelo da Figura 132b. A Figura 133 mostra o domínio de cada um dos três passes simulados e que são ativados pelo método *quiet elements*.

Ahmed et al. [111] também aponta que uma vantagem da modelagem em 3D é sua flexibilidade, possibilitando o teste de diferentes configurações de soldagem, como por exemplo, duas fontes de calor simultâneas em ambos os lados da calha, ou a soldagem em ambos os lados do tubo com direções opostas. É importante ressaltar que essa implementação orbital da trajetória utilizando o COMSOL *Multiphysics* não é uma tarefa trivial, pois, diferentemente de *softwares* dedicados à simulação de soldagem, as trajetórias devem ser geradas por meio de funções matemáticas que descrevam as coordenadas de forma cilíndrica. Embora a definição de trajetórias seja complexa, o COMSOL possui uma interface amigável em termos de acoplamento multifísico, fato que encorajou a geração da trajetória orbital para futuras simulações que considerem o escoamento da poça e a influência da gravidade em uma soldagem orbital.

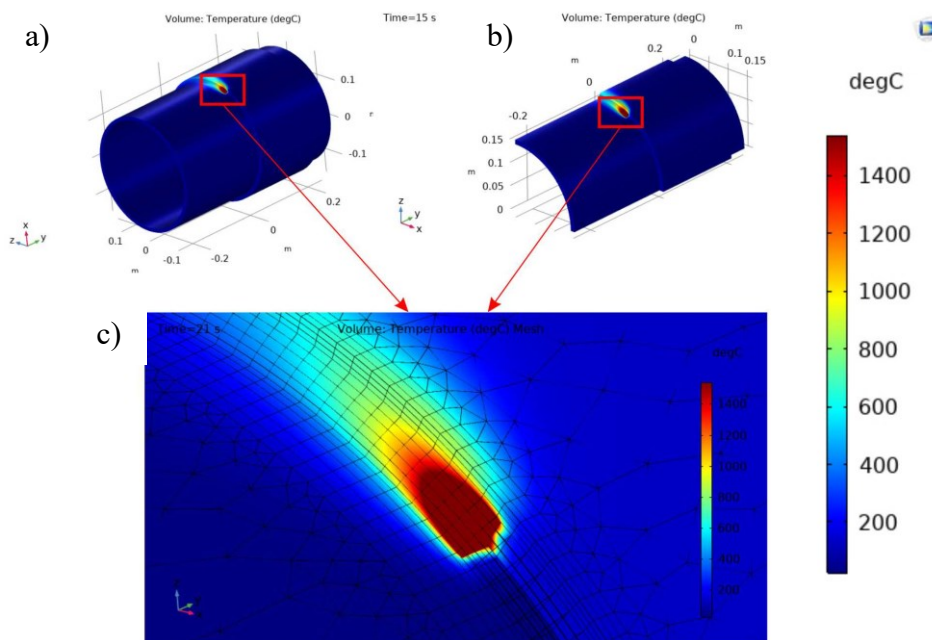


Figura 132. Modelo de comprimento reduzido para simulação térmica de soldagem orbital multipasses. Em a) Distribuição de temperatura no passe 1 no modelo de comprimento reduzido com circunferência total (360°); b) Modelo usando simetria representando $\frac{1}{4}$ da circunferência (90°); c) Em detalhe a igual zona fundida de ambas as condições [132a: https://youtu.be/Y1XJ_Jx5_20. 132b: <https://youtu.be/V6AMuLgMYg>]

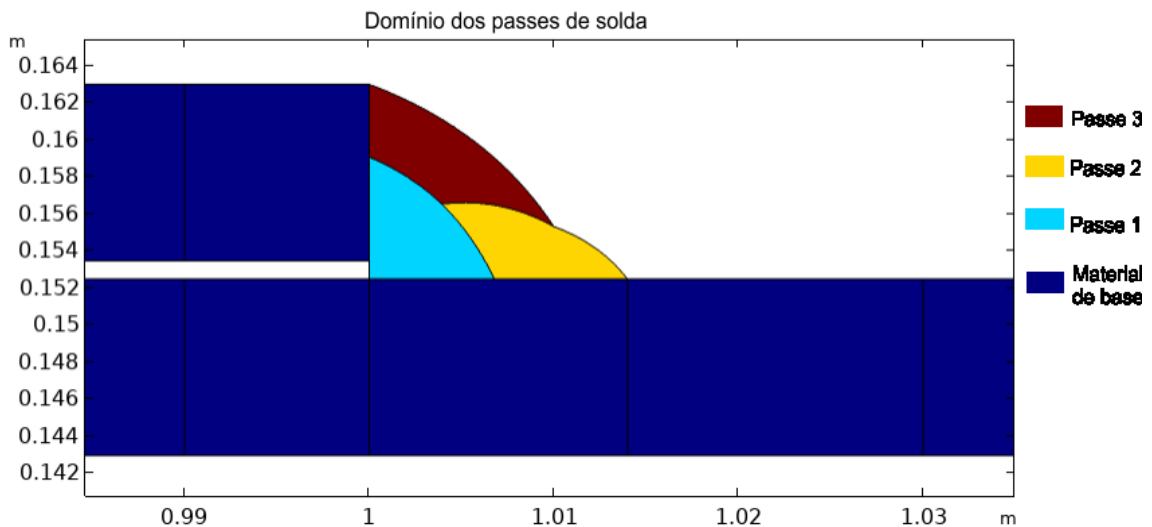


Figura 133. Seção transversal do modelo mostrando o domínio dos 3 passes de solda (discretos antes da análise transiente).

Além da geometria do tubo e da física de transferência de calor, o aquecimento por indução também pode ser modelado com a utilização de uma condição de contorno de simetria, possibilitando a simulação de modelos reduzidos. A Figura 134 mostra o modelo de $\frac{1}{4}$ do tubo com a inserção da geometria das bobinas. A geometria foi modelada prevendo a utilização do aquecimento duplo (tanto do tubo quanto da calha). Na programação do *software* é possível controlar as bobinas de modo independente utilizando uma lógica *on* ou *off*, o que possibilita simular o aquecimento apenas da calha, apenas do tubo ou ambas simultaneamente. Os domínios dividem-se em três principais regiões, conforme a Figura 134c: 1- *Ar* circundando a geometria das bobinas e o tubo, 2- *cobre* nas bobinas, e 3- *aço carbono* com a atribuição das propriedades do API 5L grade B. As propriedades desses meios estão mostradas na seção de Anexos 2.

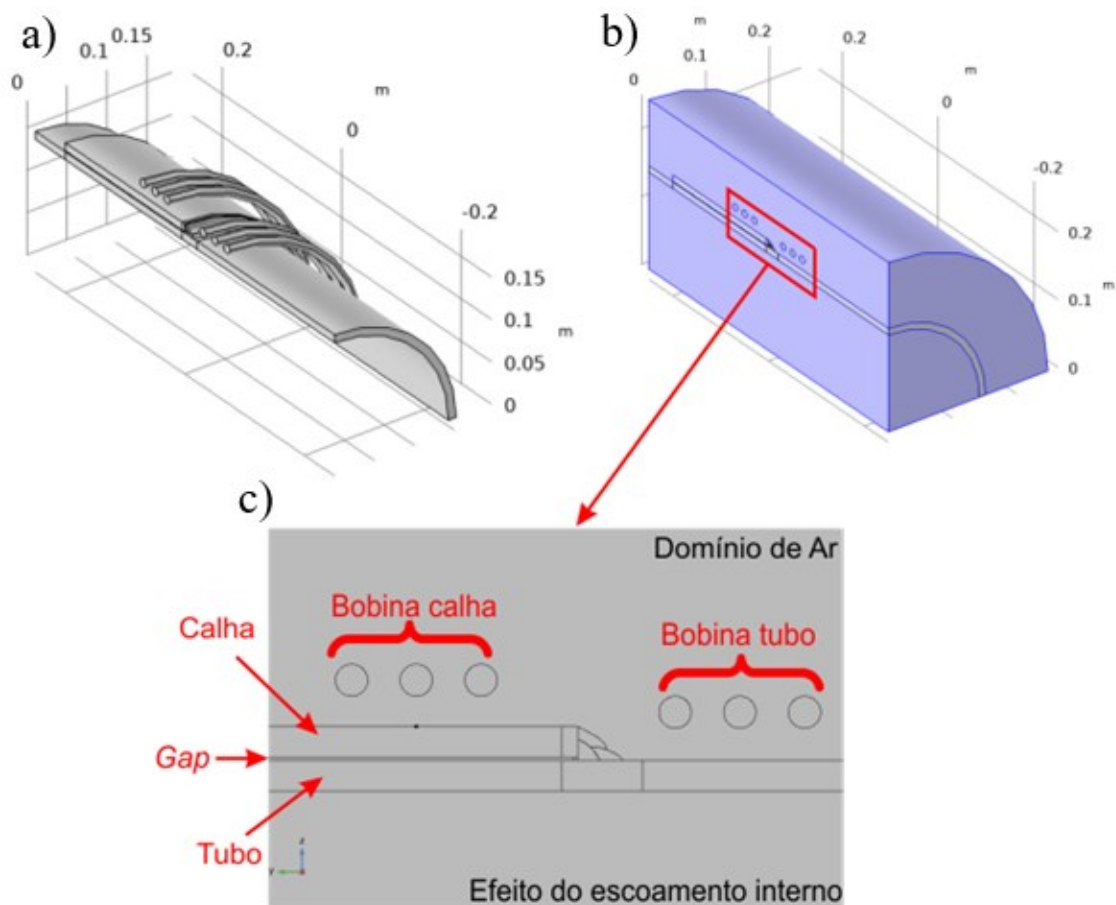


Figura 134. Em a) Geometria em ambiente virtual representando $\frac{1}{4}$ do problema; b) Geometria em ambiente virtual representando $\frac{1}{4}$ do problema com a adição de domínio do ar externo; c) Vista em detalhe da seção transversal do modelo destacando seus principais domínios.

Foram realizados testes de malha e refinamento no passe 1 de modo a verificar a convergência do valor de temperatura na parede interna e para redução do tempo computacional. As malhas mostradas na Figura 135 possuem tipos de elementos e dimensões distintas entre si. A malha hexaédrica da Figura 135a (elementos de 8 nós) é mais refinada, cerca de 9 elementos na espessura da parede, enquanto que as malhas tetraédricas da Figura 135b e Figura 135c (elementos de 4 nós) são mais grosseiras com cerca de 5 e 3 elementos na espessura do tubo, respectivamente. Embora o número dos elementos tenha sido distinto, a temperatura na parede interna do tubo foi muito similar, com uma diferença de apenas 20 °C (8,3 % de diferença) no valor de pico comparando a malha mais refinada com a mais grosseira, conforme o gráfico da Figura 136. Porém, nesse trabalho é importante uma boa resolução da ZAC onde estará localizada a região de grãos grosseiros. Portanto, as malhas da Figura 135a e Figura 135b proporcionaram melhores resultados. Cheng et al [112] também empregaram uma malha refinada para capturar com boa resolução as isotermas de temperatura

na ZAC, fato que possibilitou o cálculo de dureza na região de grãos grosseiros em função da taxa de resfriamento.

Contudo, embora a malha com elementos grosseiros proporcione uma baixa resolução, seu tempo de simulação foi significativamente menor, habilitando testes rápidos de programação que possibilitam a verificação das condições de contorno, calibração de fonte e da convergência do *solver*. Com isso, a utilização de uma malha grosseira reduz o tempo de *setup* do modelo significativamente. Os dados estatísticos das 3 malhas, considerando uma análise transiente de 45 s foram:

- **Malha A:** 25794 elementos; 330158 graus de liberdade; 2h 46 minutos de simulação.
- **Malha B:** 23521 elementos; 137121 graus de liberdade; 1h 19 minutos de simulação.
- **Malha C:** 5438 elementos; 27677 graus de liberdade; 6 minutos de simulação.

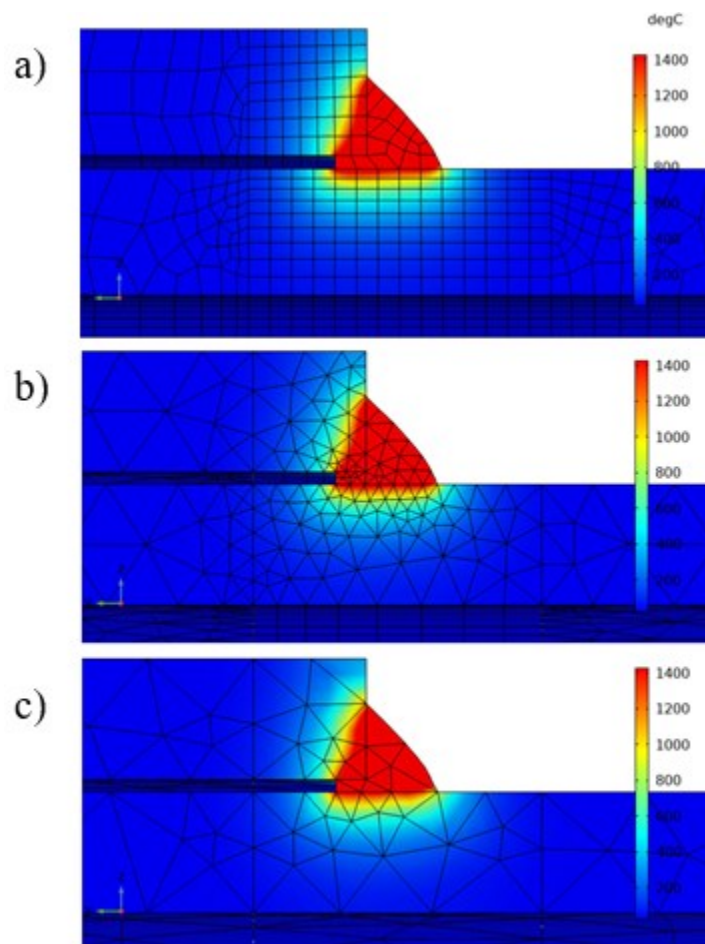


Figura 135. Comparação entre resultados de distribuição de temperaturas em diferentes malhas.

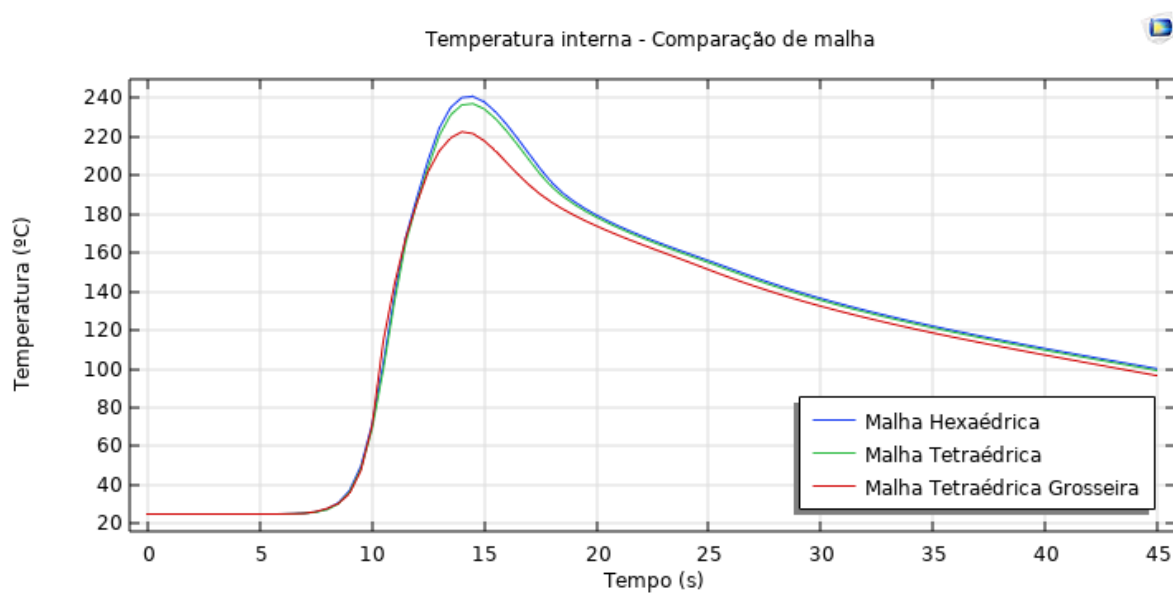


Figura 136. Comparativo de malha quanto à temperatura na parede interna para o Passe 1 de uma soldagem orbital de dupla-calha.

Comparando os modelos de circunferência completa (360°) e de $\frac{1}{4}$, ambos mostrados anteriormente na Figura 132, houve uma redução significativa no tempo de processamento computacional. Utilizando a malha tetraédrica grosseira da Figura 135c para ambos os casos, o modelo 360° levou 34 minutos, enquanto o $\frac{1}{4}$ levou 6 minutos, apenas 17% do tempo do primeiro. Para as malhas mais refinadas que proporcionam maior resolução da temperatura, essa diferença de tempo seria muito maior.

A malha utilizada para o modelo final baseada na análise anterior e considerando a geometria das bobinas e do ar é mostrada na Figura 137. Optou-se pela utilização do tipo tetraédrica em todos os domínios, pois foi a que proporcionou um melhor controle e maior facilidade de implementação no *software*. A maior facilidade se dá pelo fato de que o COMSOL Multiphysics possui uma ferramenta de malha automática para o tipo tetraédrica, a qual pode gerar uma “pré-malha” baseada no tipo de física simulada. Dependendo da física analisada, alguns *features* devem ser utilizados para melhores resultados, como o uso de *boundary layers* - elementos mais finos na superfície onde a corrente induzida circula - de modo a captar o *skin effect* na etapa de eletromagnetismo. Esses *features* podem ser colocados pelo próprio gerador de malha do COMSOL, automatizando o processo com o uso da malha tipo tetraédrica. Assim, elementos de 0,2 mm de espessura foram adicionados nos domínios onde há circulação de corrente (tubo, calha e bobinas), conforme mostra em detalhe a Figura 137. Os dados estatísticos da malha final utilizada no modelo multifísico foram:

- **Malha Final:** 199197 elementos; qualidade média dos elementos (*skewness*) de 0,6463; 6871373 graus de liberdade; 2h 23 minutos de simulação.

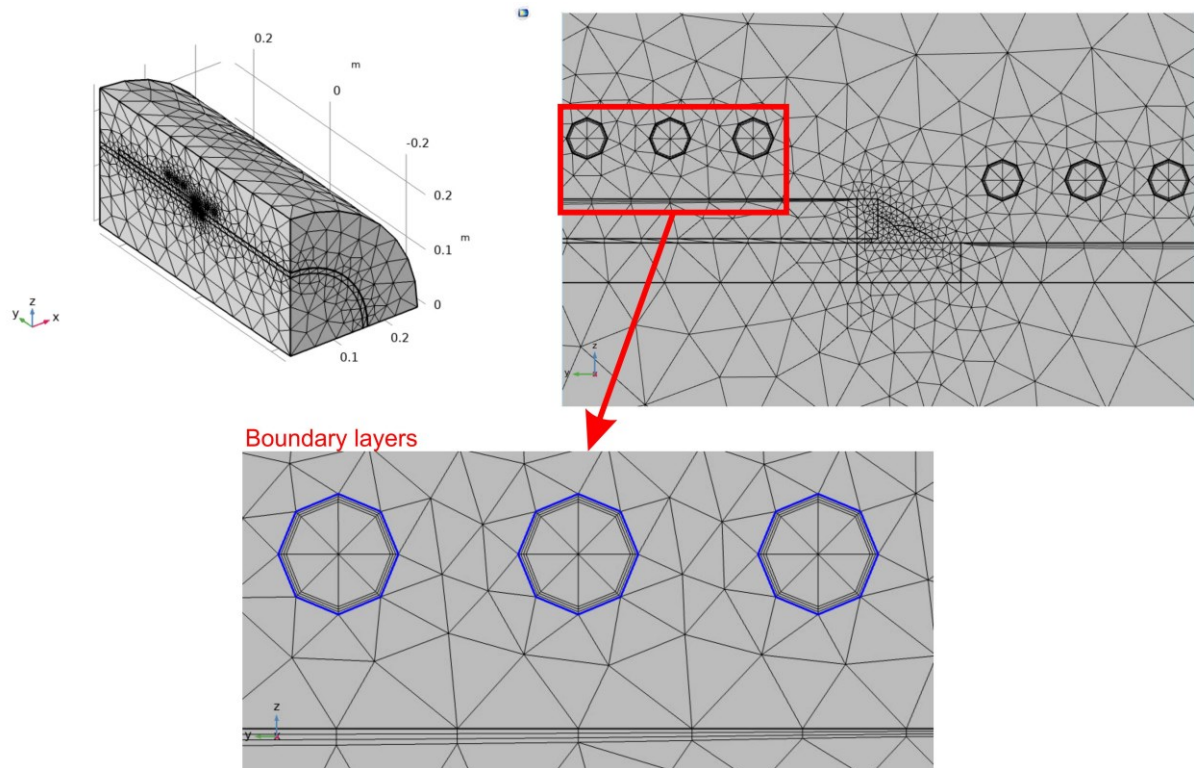


Figura 137. Vista isométrica do modelo com a malha e detalhes dos *boundary layers* utilizados na bobina e no tubo.

As características de acoplamento das físicas no *software* permitem a utilização dos dados de uma simulação prévia como condição de contorno em uma etapa posterior. Portanto, a simulação com o modelo final envolve 4 etapas sequenciais de acordo com o fluxograma da Figura 138, o qual é detalhado na seguinte descrição:

1. Simula o escoamento em um modelo *full size* do circuito, construído conforme as dimensões do tubo a ser soldado (corpo de prova). Condições de contorno dadas pelo tipo do fluido e propriedades fundamentais para solução do escoamento, velocidade, vazão e pressão. Essa etapa serve para estimar o fluxo de calor e o h devido às propriedades do escoamento (como mostrado na Seção 4.1.3). A etapa é processada apenas na primeira vez que um novo fluido, vazão ou geometria de tubo necessitar ser simulada de modo a se obter a equação matemática do h como as Equações 35 e 36;

2. Na sequência, o modelo é reduzido para $\frac{1}{4}$ da geometria para diminuição do número de elementos. A partir da geometria de bobinas e parâmetros elétricos de *input* essa etapa resolve o campo eletromagnético no espaço usando as equações de Maxwell;
3. Então, utiliza-se o campo eletromagnético da Etapa 2 e o fluxo de calor ou o coeficiente h na parede interna obtido na Etapa 1 como condições de contorno de entrada; A intensidade e distribuição do campo eletromagnético da Etapa 2 resulta então na fonte térmica da indução. O coeficiente pelicular influencia na distribuição de temperaturas do pré-aquecimento por indução, além da transferência de calor por convecção na peça em regime transiente;
4. A última etapa utiliza a distribuição de temperaturas da etapa anterior como *input* (condição de contorno), mantendo a fonte de calor de indução da Etapa 3 de forma simultânea à soldagem; essa fase também aplica a fonte de calor móvel de soldagem (duplo-elipsoide) baseada nos parâmetros do processo, resolvendo o balanço de energia para condução e convecção na peça e mantendo como condição de contorno na parede interna o coeficiente h obtido na Etapa 1.

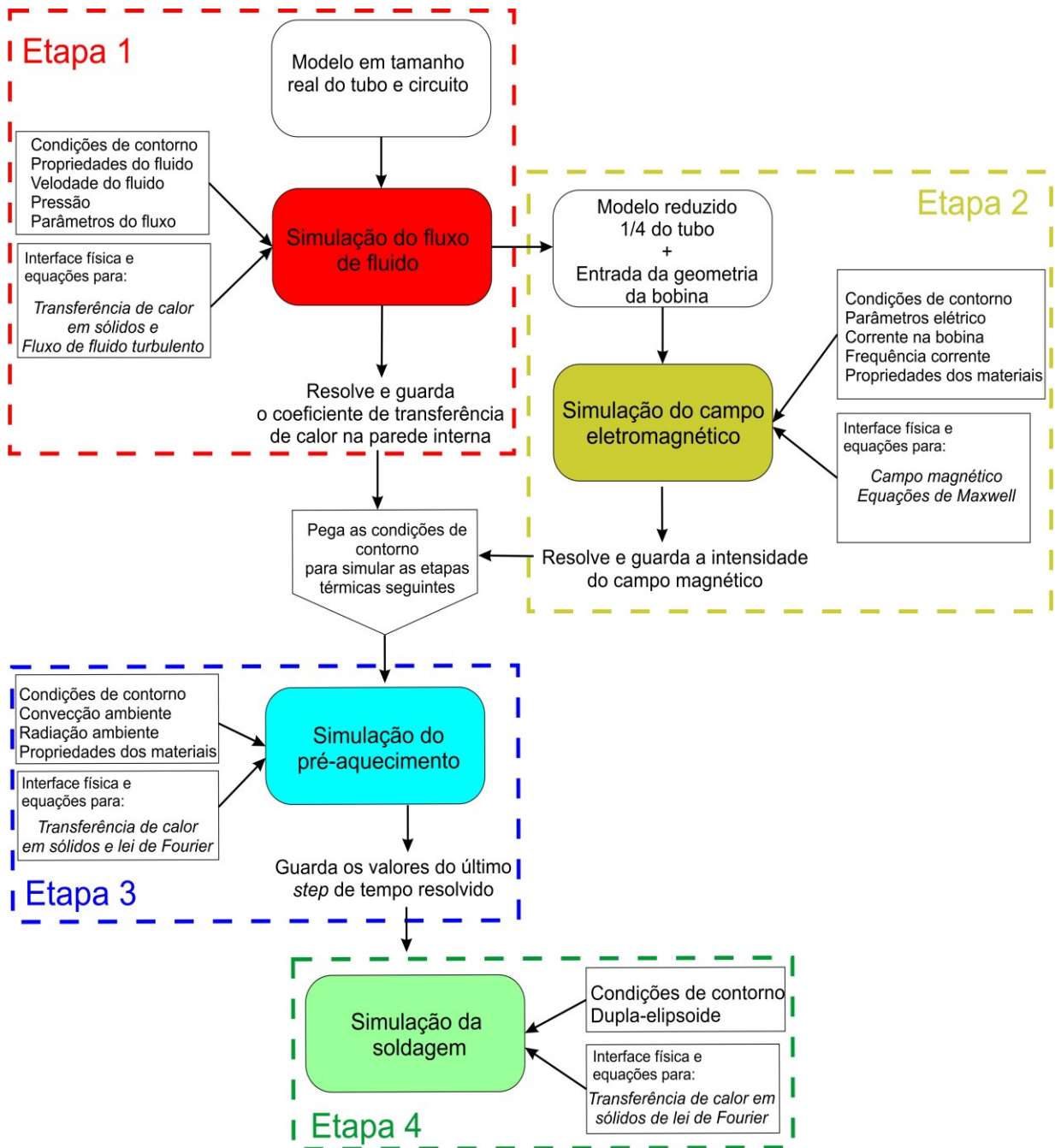


Figura 138. Fluxograma do modelo multifísico completo.

As condições de contorno e simplificações utilizadas no modelo final estão listadas a seguir separadas por física. As principais considerações referentes às físicas de eletromagnetismo e de fluidos foram detalhadas previamente na Seção 4, portanto aqui estão as considerações para a transferência de calor em sólidos e seu acoplamento com a física do campo eletromagnético da Etapa 2 até a 4.

Transferência de calor em sólidos:

- O aporte térmico do processo de soldagem conhecido pela aplicação da eficiência térmica oriunda da simulação em chapas - GMAW-P (0.82) e GMAW-P AC (0.70) - e dado pela distribuição combinada de fontes do tipo duplo-elipsoide (ajustadas com a zona fundida);
- Método *quiet elements* no domínio dos cordões, ou seja, os elementos que compõem o passe de solda assumem as propriedades do material de adição com o deslocamento da fonte de calor móvel da soldagem;
- A convecção na parede interna considera o coeficiente h variando com a temperatura, obtido nos resultados da simulação de fluidos;
- A convecção nas faces externas expostas ao ambiente para as quais foi utilizada as correlações de Incropera [134] para cilindro horizontal, mostrada na seção de Anexos 1;
- Transferência de calor por radiação entre as superfícies externas e o ambiente. Foi desconsiderada a radiação na parede interna devido ao fluxo de calor por advecção para o fluido ser muito mais significativo;
- Temperatura ambiente constante em 25°C (298.15 K);
- Geometria do tubo considerada simétrica ao longo da circunferência;
- A bobina não foi considerada na análise térmica, ou seja, o modelo não simula condução, convecção ou qualquer aquecimento da mesma. Assim, a bobina foi considerada como idealmente refrigerada.

Campos Eletromagnéticos:

- As equações de Maxwell resolvidas para todos os domínios, com exceção do fluido. Assim como na modelagem do aquecimento por indução da Seção 4, não foi considerada ação ou influência do campo eletromagnético sobre a água;
- O volume de controle completamente isolado magneticamente, ou seja, o campo se espalha por um volume finito, correspondente às dimensões do domínio de ar que circunda a geometria;
- As bobinas foram consideradas simétricas, ou seja, foram desconsiderados efeitos de início e final da bobina, além de conexões com dispositivos externos;

- A excitação da bobina foi considerada com valor de corrente RMS que circula o condutor e frequência de alternância da polaridade, obtidas diretamente da fonte usada nos ensaios experimentais;

O controle de temperatura da fonte no centro da bobina foi também modelado para que fosse possível simular a manutenção da temperatura sobre a peça em um dado valor, como ocorre na prática com a fonte *Pro Heat 35 kW*. Foi programado um termostato com uma lógica de aquecimento distinto para tubo e para a calha. Isso busca representar o que ocorre na prática, pois o tubo possui maior troca térmica devido ao fluxo interno, necessitando de maior potência para aquecer, enquanto que a calha está praticamente isolada do tubo devido à presença do gap de ar. Com as bobinas independentes há a possibilidade de se utilizar diferentes parâmetros geométricos e elétricos como corrente ou potência, por exemplo, independentemente do seu domínio de atuação. Um exemplo da simulação da lógica de programação no *software* está apresentado na Figura 139. O gráfico mostra uma análise transiente da temperatura sobre a calha, a qual foi pré-aquecida e mantida na faixa entre 400 °C e 390 °C. A curva azul representa o termostato da fonte implementado no *software*. Quando seu valor é 1, o estado lógico é ligado (*on*), quando a temperatura no ponto de controle atinge o valor estipulado, o estado se torna 0 ou desligado (*off*), voltando a religar quando a temperatura cai abaixo da faixa definida.

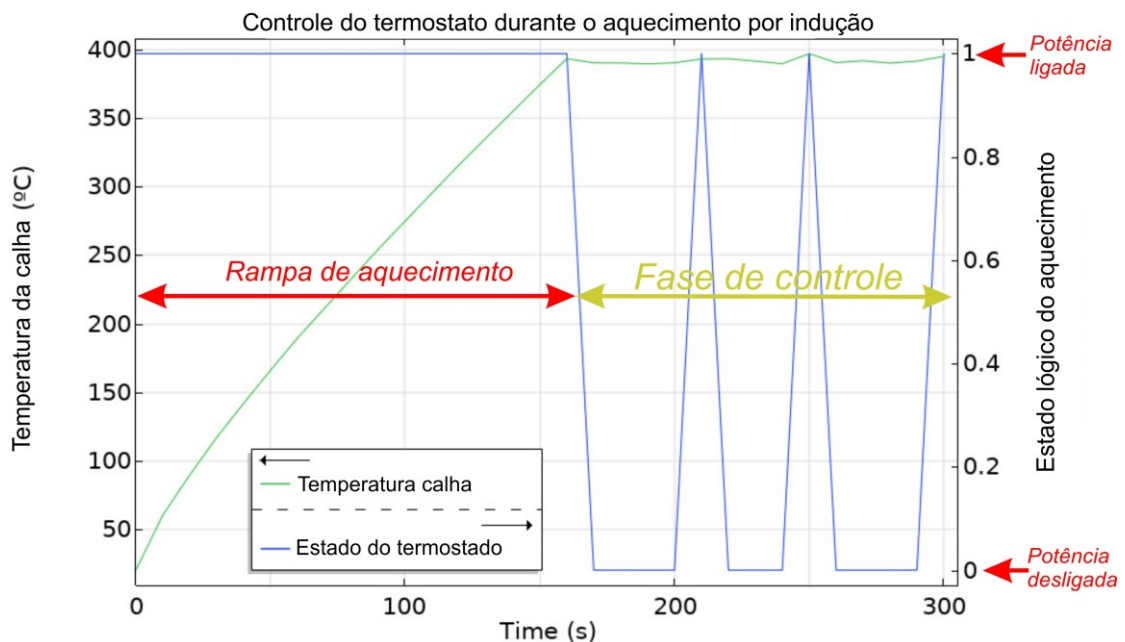


Figura 139. Controle do aquecimento por indução no software, simulando um termostato pela interface *Events*.

5.4.3 Análise 3D multifísica da distribuição de temperaturas em soldagem *in-service* utilizando MEF – Simulação soldagem orbital de dupla-calha tipo B

Para validar o modelo desenvolvido nesta tese foram então realizadas simulações das condições testadas empiricamente, já mostradas na Seção 5.3.1. Foram elas: A soldagem com tubo horizontal (vazão de água 380 l/min) com e sem aquecimento por indução, utilizando as variantes GMAW-P DC e GMAW-P AC.

As Figura 140, 141 e 142 apresentam uma sequência da análise transiente de 45 s da distribuição de temperaturas para a variante GMAW-P DC. Nos casos onde não há aquecimento por indução da calha a solução é simplificada por não resolver a física do eletromagnetismo, pois as bobinas estão em modo *off* na programação e, portanto, as Etapas 2 e 3 do fluxograma da Figura 138 não são resolvidas.

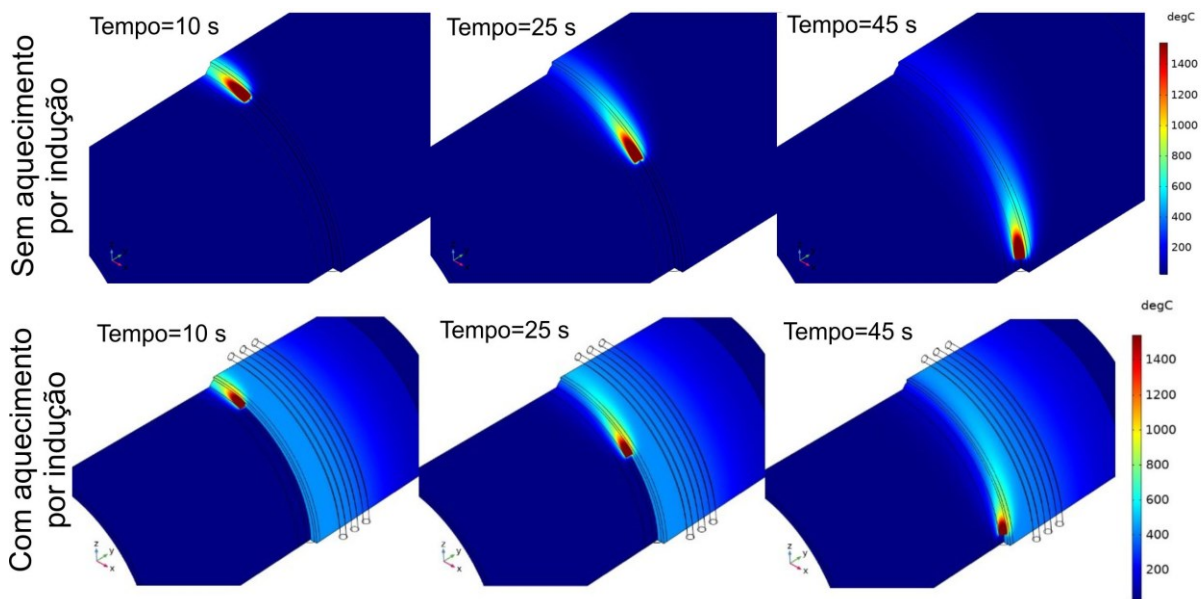


Figura 140. Simulação do passe 1 de soldagem *in-service* de dupla-calha – GMAW-P DC com e sem aquecimento por indução [<https://youtu.be/tEuMmJEx6Mc>].

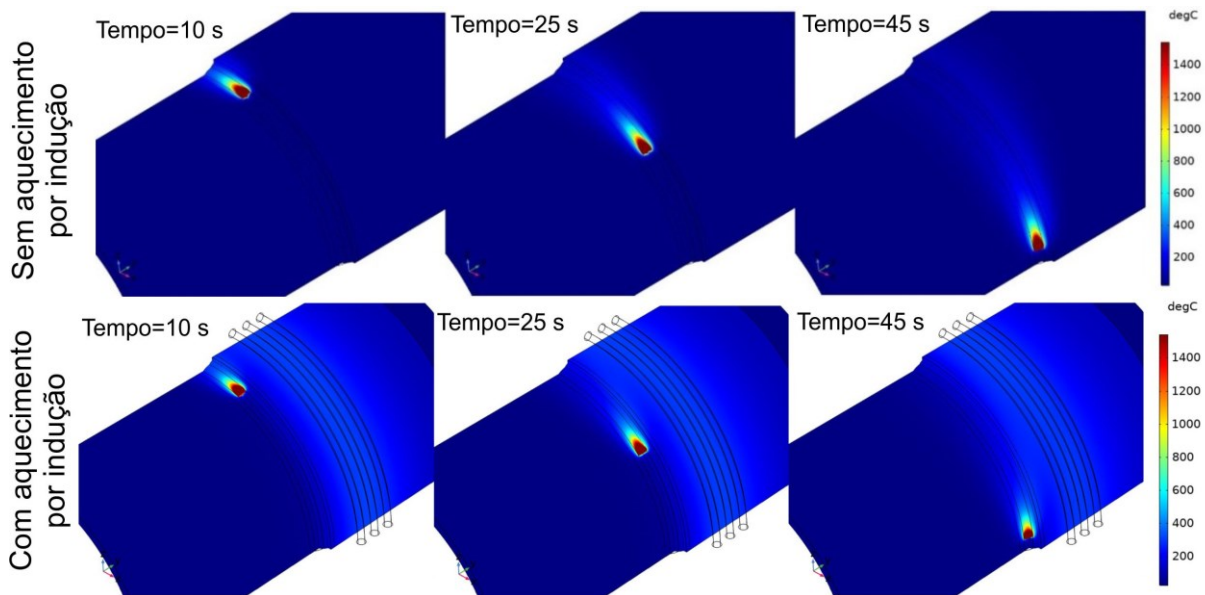


Figura 141. Simulação do passe 2 de soldagem *in-service* de dupla-calha – GMAW-P DC com e sem aquecimento por indução [<https://youtu.be/d7cXWhTfa7Q>].

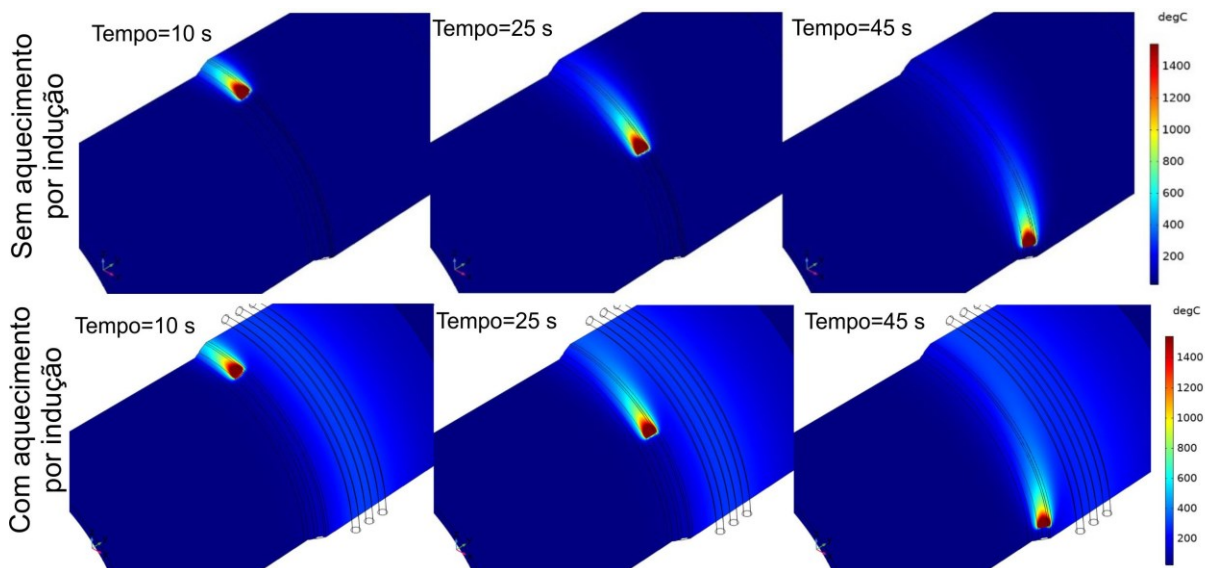


Figura 142. Simulação do passe 3 de soldagem *in-service* de dupla-calha – GMAW-P DC com e sem aquecimento por indução [<https://youtu.be/vifNs0uxEVY>].

Verifica-se na distribuição de temperaturas que nos Passes 1 e 3 sem a indução (Figura 140 e Figura 142) houve maior aquecimento da calha devido ao calor transferido da fonte duplo-elipsoide. Isso formou um gradiente de temperatura (dT/dx) menor devido ao isolamento térmico do gap. Esse maior aquecimento pode ser melhor visualizado no domínio da calha, a qual sofre pouca influência da convecção dentro do tubo. Em contrapartida, o passe 2 (Figura 141) é fortemente influenciado pelo fluxo de calor para a água, pois é depositado mais para o tubo do que para a calha. Comparando cada imagem com seu respectivo par que foi

aquecido por indução, o pré-aquecimento apenas da calha mostrou pouco efeito no dT/dx sobre o domínio do tubo (Figura 141). Um indicativo desse fato foi a análise das macrografias da Seção 5.3.2, nas quais as amostras com a calha aquecida ainda apresentaram alta dureza e microestrutura martensítica.

As Figura 143, 144, 145 e 146 mostram graficamente a seção transversal da ZF dos cordões simulados em comparação com a macrografia da soldagem real. O range de temperaturas da simulação está definido entre o limite inferior da zona intercrítica (718 °C) (linha A1) e a temperatura de fusão (1513 °C), conforme definição da literatura [149,150]. Para melhor comparação, o contorno da zona fundida da solda real foi plotado sobre a simulação por meio das linhas tracejadas, nas quais verifica-se uma excelente concordância da solda real com a simulada para todos os passes. Uma diferença levemente maior entre a zona fundida experimental e a simulada foi obtida nas condições com aquecimento por indução, que poderia ser reduzida ainda mais, caso fosse realizada mais uma etapa de ajuste dimensional da fonte de calor. Porém, o impacto na taxa de resfriamento seria pequeno e o erro obtido até o momento foi definido como aceitável. A Tabela 19 quantifica o erro na ZF em ambos os casos. Em média o erro foi de 8,1% entre o real e a simulação, sendo o valor máximo de 13,2 % no passe 3 do GMAW-P DC, com a área simulada levemente maior que a experimental. As condições sem aquecimento por indução apresentaram um erro médio menor, cerca de 6,8 % contra 10,6 % para os casos com aquecimento por indução.

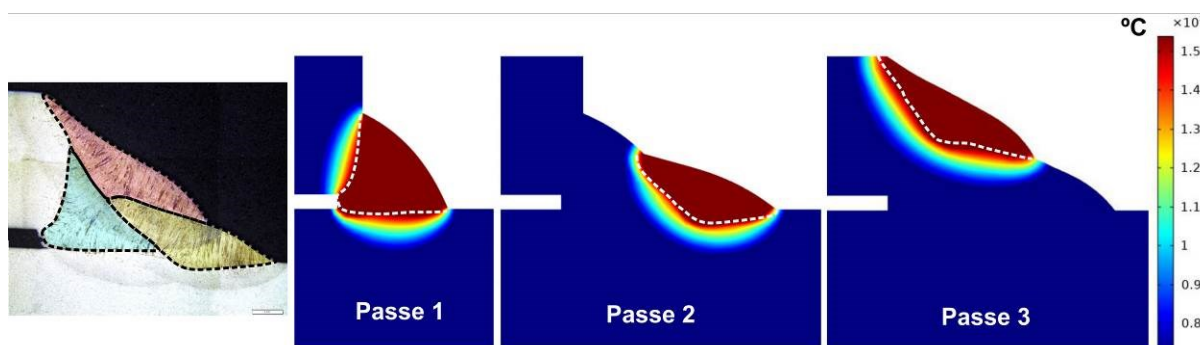


Figura 143. GMAW-P DC sem aquecimento por indução.

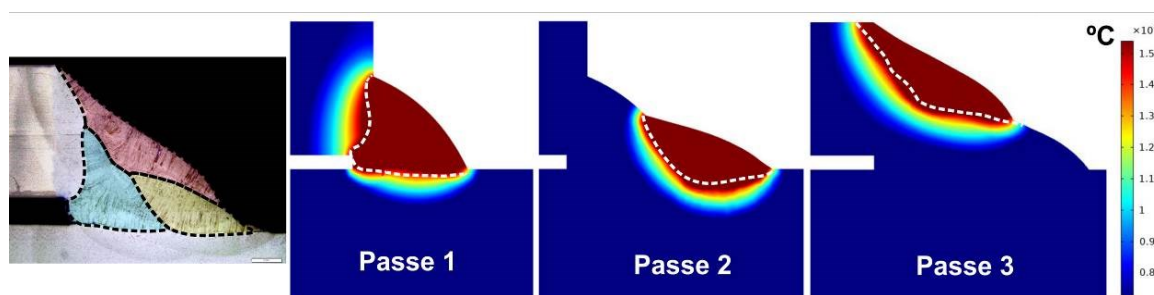


Figura 144. GMAW-P DC com aquecimento por indução da calha.

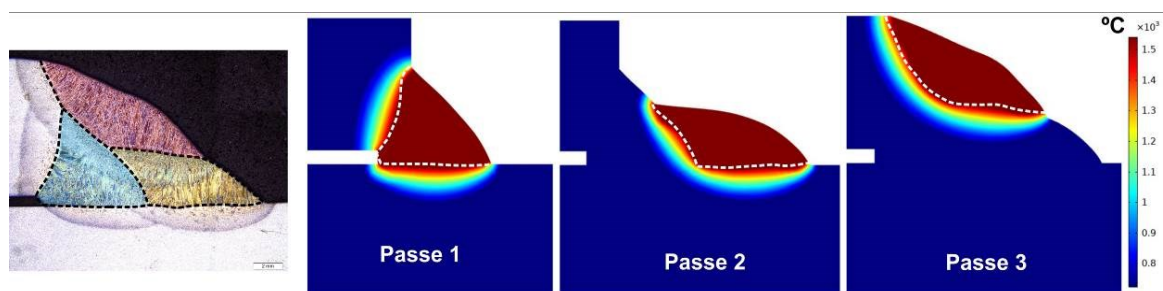


Figura 145. GMAW-P AC sem aquecimento por indução.

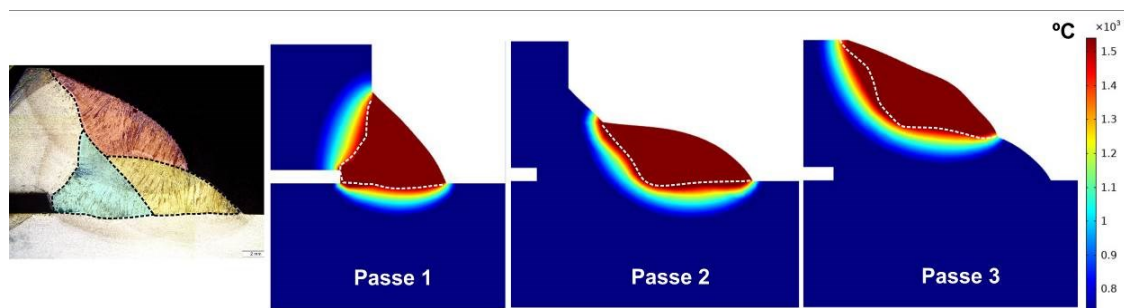


Figura 146. GMAW-P AC com aquecimento por indução da calha.

Tabela 19. Comparação da área da zona fundida experimental *versus* a simulada para condições representando as variantes GMAW-P DC e GMAW-P AC.

GMAW-P DC						
	Sem aq. por indução			Com aq. por indução		
Passe de solda	1	2	3	1	2	3
ZF experimental (mm ²)	33.3	24.3	27.5	36.6	26.8	31.0
ZF simulada (mm ²)	30.8	22.6	25.8	33.1	23.7	26.9
Erro entre áreas (%)	7.5	7.0	6.2	9.6	11.6	13.2
GMAW-P AC						
	Sem aq. por indução			Com aq. por indução		
Passe de solda	1	2	3	1	2	3
ZF experimental (mm ²)	35.4	32.9	36.2	32.3	35.9	39.4
ZF simulada (mm ²)	32.3	30.7	35.6	31.2	31.4	35.9
Erro entre áreas (%)	8.8	6.7	1.7	3.4	12.5	8.9

Além da seção transversal, a temperatura medida experimentalmente por termopares foi utilizada como critério de validação do modelo. As máximas temperaturas medidas experimentalmente sem fusão do termopar, comparada com a simulação para cada passe estão apresentadas nas Figura 147, 148, 149 e 150. A distância dos termopares em relação ao pé de cada passe está mostrada na legenda das imagens. As linhas tracejadas nos gráficos representam um erro de $\pm 10\%$ em torno do valor medido pelo termopar para a fase de resfriamento (*tail out*).

O valor de temperatura no *tail out* atingiu um erro de 10% apenas para o passe 1 nas condições com aquecimento por indução e apenas na faixa entre 300 °C e 200 °C. Nesse ponto foi verificado um erro máximo de 15,4%. Esse maior erro no ciclo térmico coincidiu com as condições que apresentaram maior erro no ajuste da zona fundida. Os gráficos mostram que para os casos representantes da corrente alternada, os ciclos térmicos ficaram abaixo dos 10% de erro para os três passes da calha, obtendo-se uma excelente concordância com as soldas experimentais.

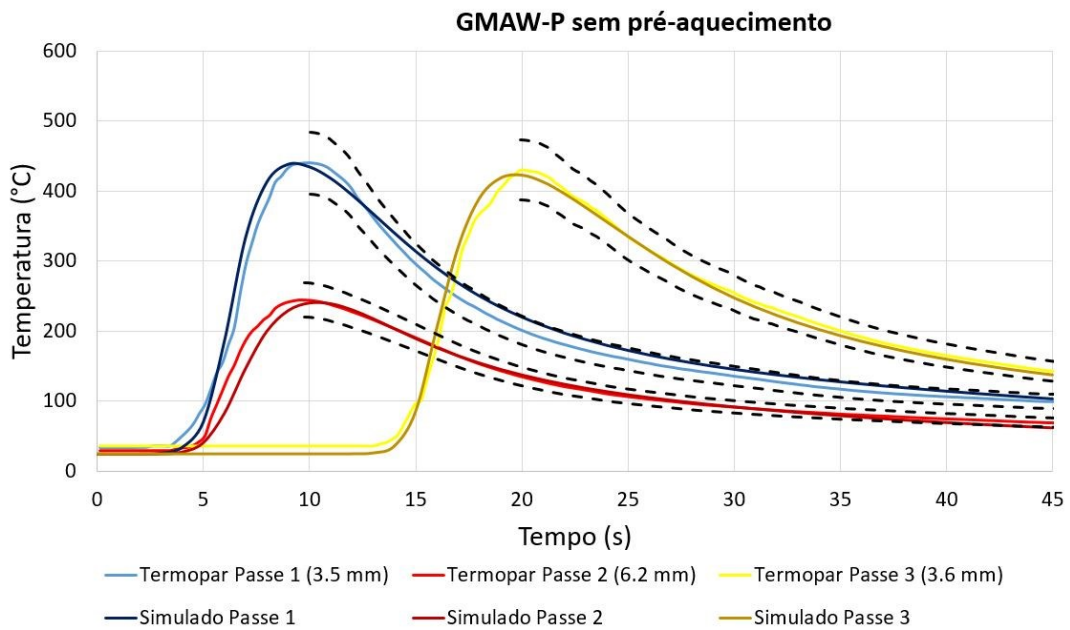


Figura 147. Ciclo térmico para os três passes: Termopares *versus* Simulação para GMAW-P DC sem aquecimento por indução.

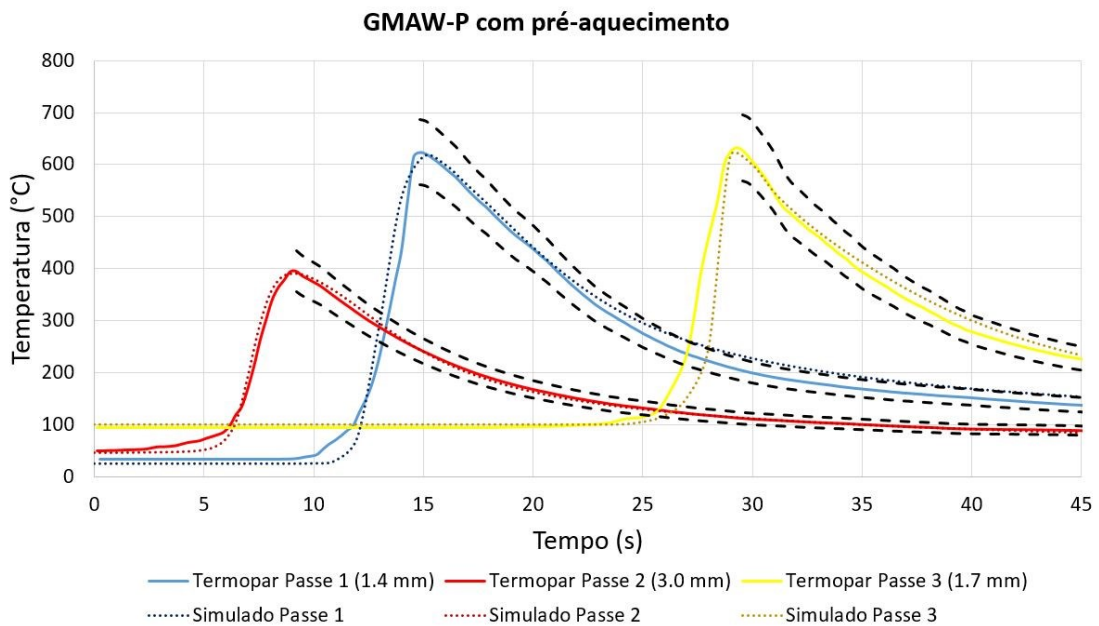


Figura 148. Ciclo térmico para os três passes: Termopares *versus* Simulação para GMAW-P DC com aquecimento por indução.

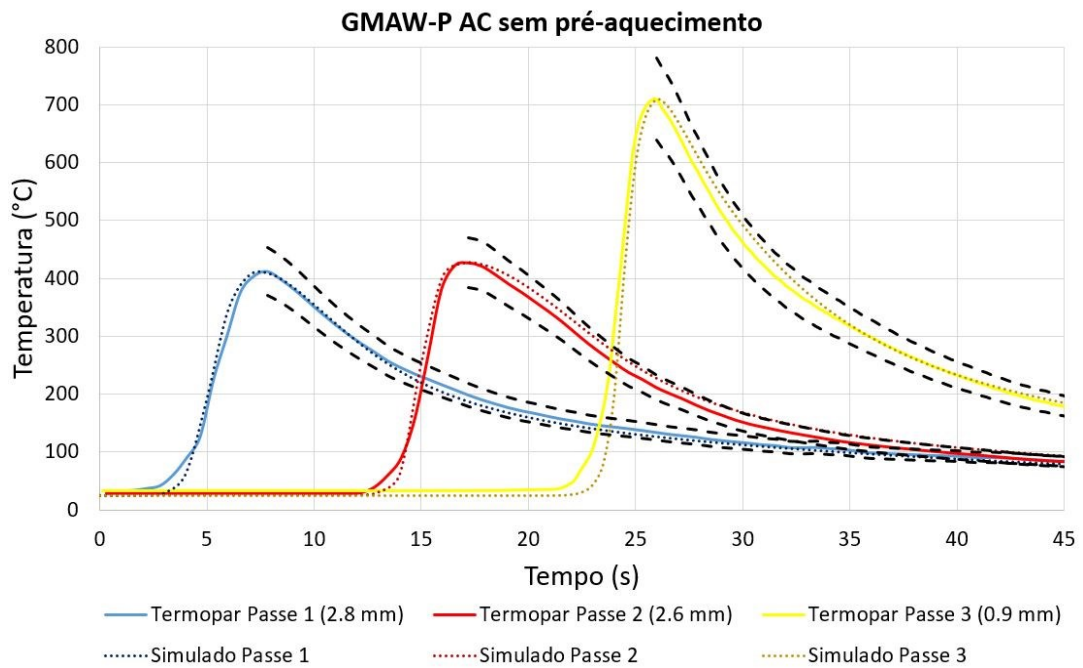


Figura 149. Ciclo térmico para os três passes: Termopares *versus* Simulação para GMAW-P AC sem aquecimento por indução.

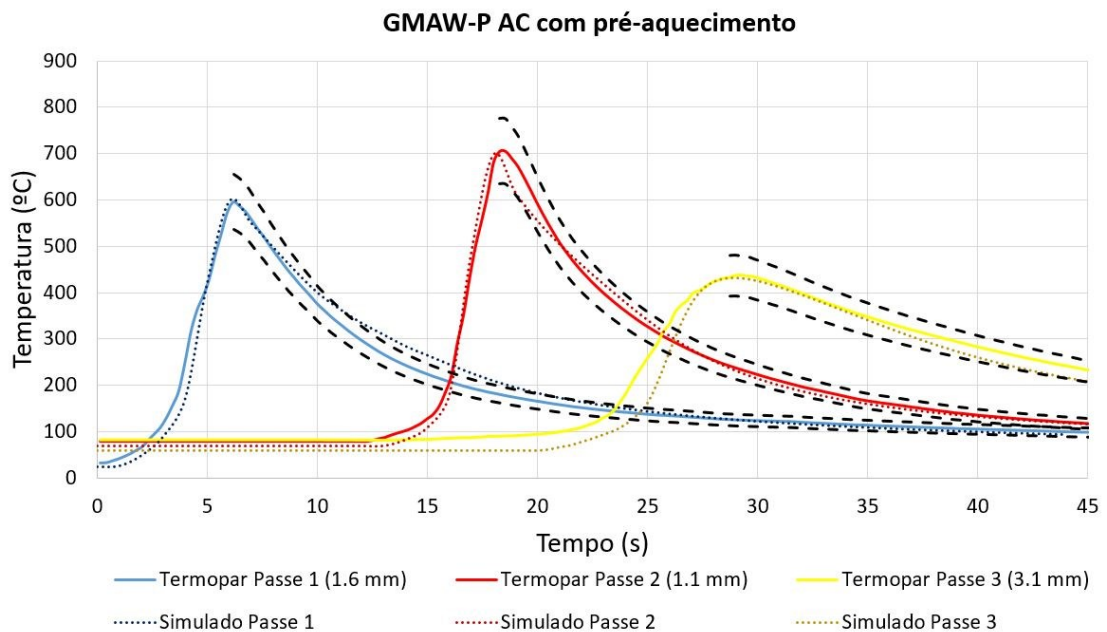


Figura 150. Ciclo térmico para os três passes: Termopares *versus* Simulação para GMAW-P AC com aquecimento por indução

Com a calibração e validação dos modelos por meio dos dados empíricos (ZF, ZAC e ciclos térmicos) é possível a extrapolação do ciclo térmico para temperaturas de pico maiores, condição onde experimentalmente ocorre a fusão do termopar, ou em pontos que a fixação de um termopar é complexa, como por exemplo na ZAC GG do tubo, formada abaixo da zona

fundida. Foi então construída a Tabela 20 para comparação dos valores de Δt_{8-5} medidos experimentalmente (apresentados anteriormente na Seção 5.3.2) *versus* os obtidos na simulação na região da ZAC GG. Ressalta-se aqui que a maioria dos termopares referentes aos ciclos térmicos mostrados da Figura 147 até a Figura 150 não mediram temperatura acima de 800 °C, dificultando a medida direta do Δt_{8-5} . Assim, no modelo da simulação, *probes* foram colocados em regiões mais próximas da zona fundida, onde a temperatura foi acima de 800 °C, possibilitando facilmente a verificação da taxa de resfriamento a partir da região austenítica em qualquer ponto desejado. Essa é uma grande vantagem da simulação após a devida validação dos resultados.

Os dados empíricos da Tabela 20 advêm da análise termográfica também apresentada na Seção 5.3.2, porém seu desvio padrão foi relativamente grande principalmente no passe 3, pois dependendo do ponto de medição – na calha, no tubo ou no cordão de solda - a taxa de resfriamento varia significativamente, sendo afetada também por um erro na emissividade da peça que foi adotada como constante na termografia, e a técnica possui a limitação de não visualizar a taxa de resfriamento no interior da mesma. Mesmo assim, comparando-se os valores médios, houve uma boa aproximação entre os tempos de resfriamento experimentais e os simulados.

Tabela 20. Comparação do Δt_{8-5} entre a termografia e a simulação para condição de tubo horizontal com e sem aquecimento por indução.

Passe	Δt_{8-5} (s)							
	GMAW-P				GMAW-P AC			
	Sem aquecimento		Calha aquecida		Sem aquecimento		Calha aquecida	
	Termografia	Simulação	Termografia	Simulação	Termografia	Simulação	Termografia	Simulação
1	3.8±0.6	3.6	4.1±0.8	4.0	3.0±0.3	3.2	4.0±1.5	4.0
2	3.2±0.9	3.2	5.1±1.5	3.6	2.5±0.2	3.0	3.5±0.8	3.4
3	4.7±1.6	3.9	7.6±3.4	4.6	3.8±0.5	4.6	5.7±1.8	4.8

As condições com aquecimento da calha tiveram o Δt_{8-5} levemente aumentado pelo pré-aquecimento da mesma, conforme mostra a Figura 151, de uma análise transiente de 250 s apenas da Etapa 3 (pré-aquecimento por indução) até a temperatura atingir o regime, sendo o pico controlado em 400 °C abaixo da bobina da calha.

A Figura 152 mostra na simulação a distribuição de temperaturas na seção transversal da peça antes de cada passe de soldagem. Com o modelo é possível verificar como ocorre o fluxo de calor da calha para o tubo (setas pretas) a partir do depósito do primeiro passe de

selamento. O passe 1 faz com que o calor seja transferido por condução da calha para o pé do cordão sendo depositado, auxiliando na redução da taxa de resfriamento. Após o primeiro passe há o contato homogêneo calha/tubo fazendo com que haja difusão de calor entre ambos, conforme a simulação da Figura 152b (passe 2) e Figura 152c (passe 3).

A temperatura de pré-aquecimento simulada sobre o tubo também ficou muito próxima da medida com termopares da Seção 5.3.1: Passe 1 ≈ 25 °C (pouca contribuição da calha no tubo); Passe 2 ≈ 60 °C (selamento da calha e difusão de calor para o tubo); Passe 3 ≈ 85 °C. O maior erro foi no Passe 3, cerca de 6.5% entre o experimental e a simulação.

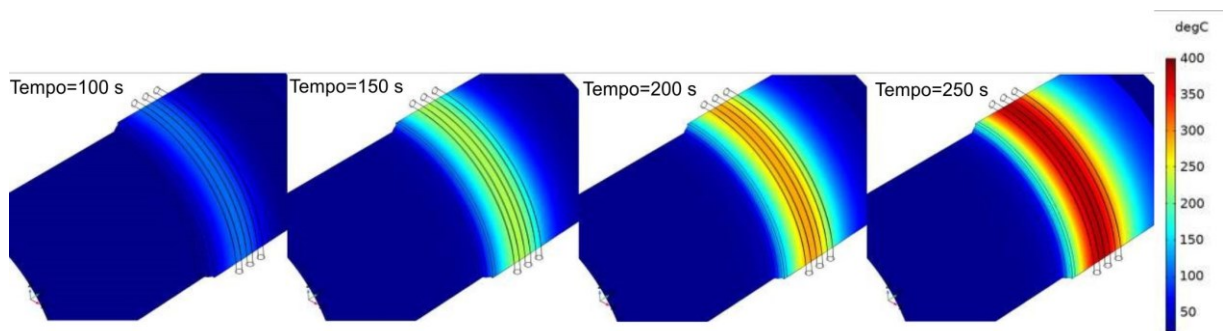


Figura 151. Simulação transiente do pré-aquecimento por indução da calha para soldagem *in-service* [<https://youtu.be/8P-apqGByRw>].

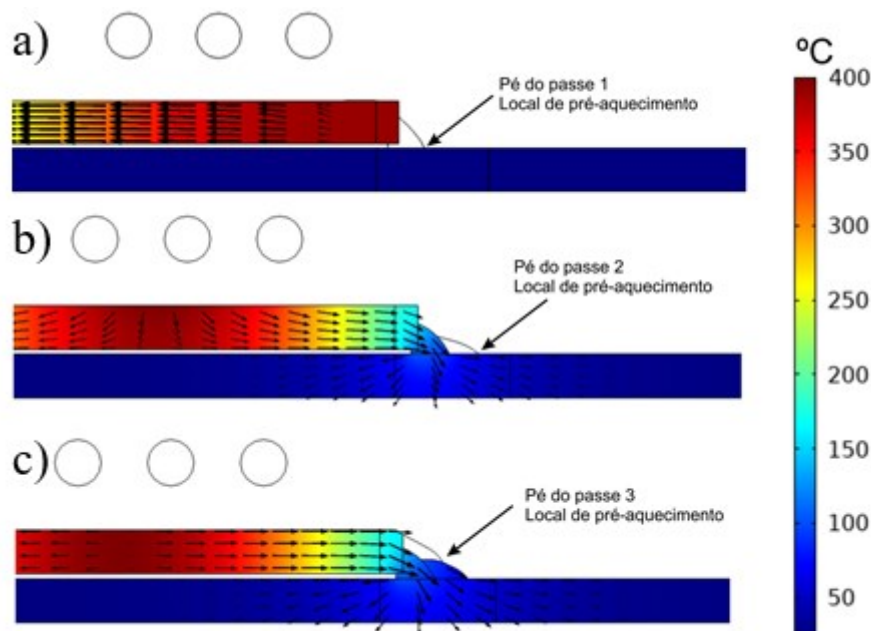


Figura 152. Simulação transiente de 300 s (condição em regime) da distribuição de temperaturas e fluxo de calor para a fase de pré-aquecimento por indução (Etapa 3).

5.4.4 Aplicação do modelo 3D multifísico na simulação da soldagem orbital de dupla-calha tipo B com duplo aquecimento por indução e predição da microestrutura por meio do diagrama CCT (TRC)

Como o pré-aquecimento apenas da calha surtiu pouco efeito na redução da taxa de resfriamento Δt_{8-5} no pé do cordão e na dureza da microestrutura, o modelo criado foi utilizado para simular a condição de um aquecimento duplo por indução, na qual a temperatura de pré-aquecimento atingida foi maior devido ao posicionamento de duas bobinas (uma sobre a calha e outra sobre o tubo).

Os resultados experimentais com aquecimento por indução discutidos na Seção 4.1.2, mostraram que a inclinação do tubo eliminou a formação de ilha de calor na região passível de soldagem. Da mesma forma, os resultados de soldagem orbital, análises microestruturais e de dureza - discutidas previamente na Seção 5.3 – mostraram do ponto de vista experimental os efeitos do aquecimento duplo. Portanto, este tópico atém-se à simulação em MEF da soldagem com duas bobinas, mostrando que uma vez que o modelo se encontra calibrado é possível utilizá-lo para a estimativa de ciclos térmicos antes da etapa de soldagem experimental.

Inicialmente, havia disponível neste trabalho apenas uma fonte para aquecimento por indução (Miller *Pro Heat* 35 kW), sendo necessária uma metodologia especial para produzir o aquecimento com duas bobinas (descrição detalhada na Seção 3.2 da metodologia). Assim, assumiu-se na bobina sobre o tubo os mesmos parâmetros elétricos e dimensionais da bobina sobre a calha (parâmetros presentes na Tabela 8 da Seção 3.2).

A Figura 153 mostra a simulação da distribuição de temperatura no pré-aquecimento antes de cada passe de solda, assumindo como condição de contorno na parede interna o coeficiente h obtido na simulação do escoamento da Seção 4.1.3 (tubo inclinado com vazão de 50 l/min).

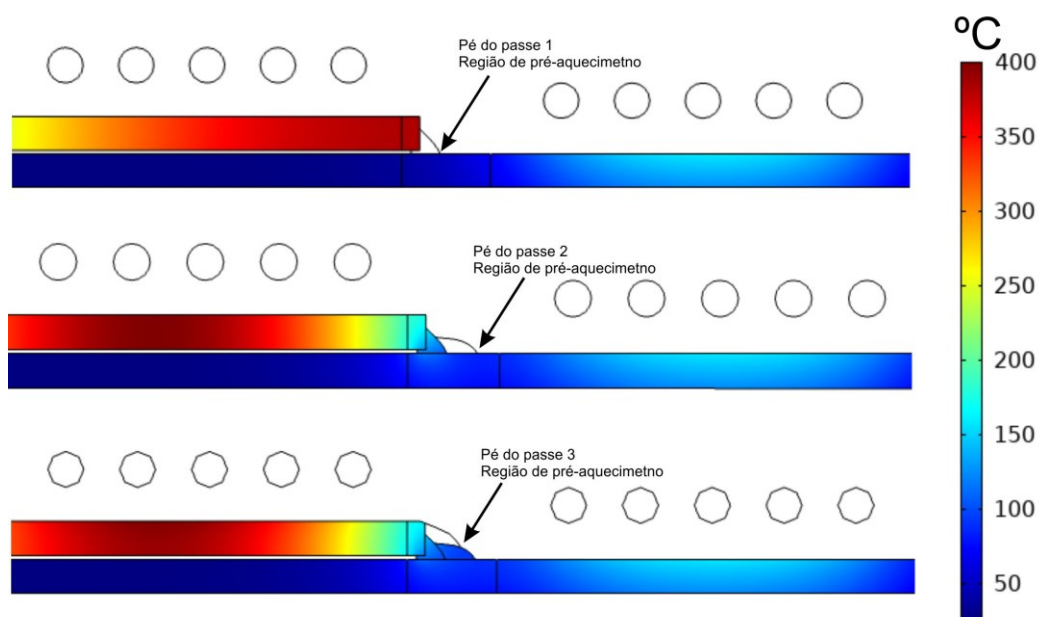


Figura 153. Simulação transiente de 300 s (condição em regime) da distribuição de temperaturas para a fase de pré-aquecimento por indução duplo (Etapa 3).

A temperatura de pré-aquecimento sobre o tubo (no pé de cada cordão) foi aproximadamente: passe 1 \approx 60 °C; passe 2 \approx 90 °C; passe 3 \approx 100 °C. O maior erro em comparação com os dados experimentais (termopares) foi de 14% no passe 1. Comparando com o caso no qual havia apenas o aquecimento da calha, o modelo previu um incremento de 30 °C na temperatura no pé do passe 2.

Devido ao GMAW-P AC ser a variante mais susceptível à alta dureza - pelo menor aporte térmico mais baixo (0.72 kJ/mm) - os resultados de simulação seguintes concernem a esta condição. Se o pré-aquecimento produzir um efeito de reduzir a dureza da microestrutura na condição de menor aporte térmico, o mesmo comportamento pode ser esperado para o GMAW-P DC (0.99 kJ/mm) de forma menos crítica.

A Figura 154 mostra a comparação dos ciclos térmicos simulados pelo modelo *versus* as aquisições com termopares. Uma excelente concordância entre as simulações e os ciclos reais foi obtida para o aquecimento duplo. Como não houve ajuste da fonte de calor para a ZF nessa etapa, o erro máximo passou de 15.4% para 19.5% no *tail out* do passe 1, porém apenas para temperaturas abaixo de 200 °C. Para os demais passes observa-se que o *tail out* ficou dentro do erro máximo de 10% (curvas tracejadas) para toda a faixa de temperaturas. O erro máximo na temperatura de pico ficou abaixo de 5% para todos os passes.

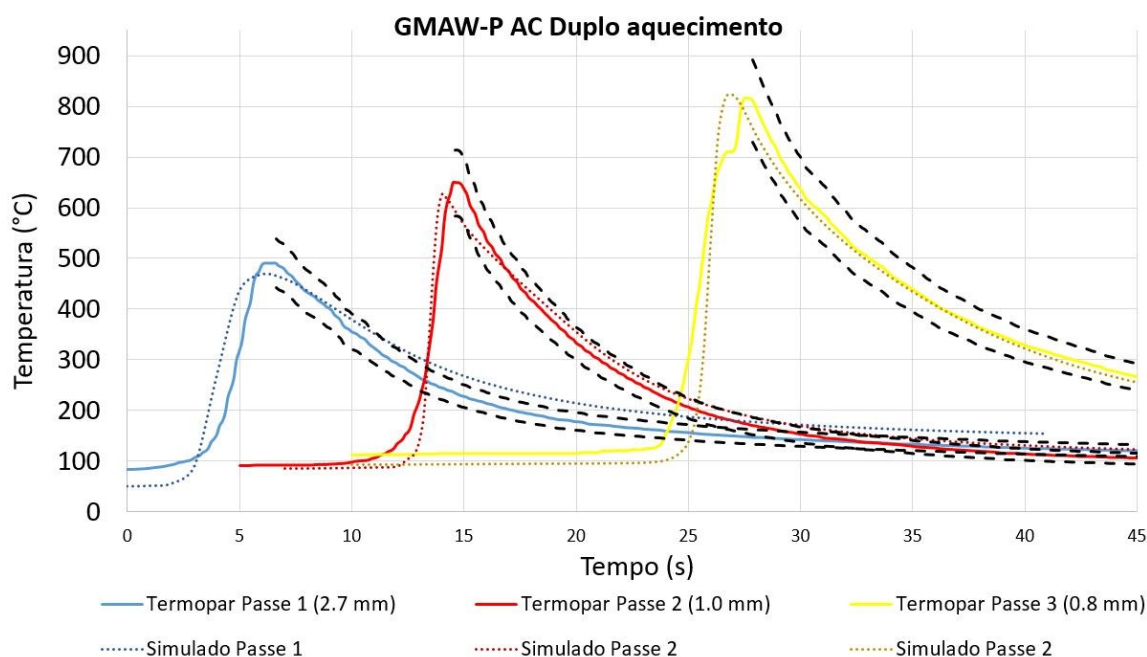


Figura 154. Ciclo térmico para os três passes de soldagem da calha: Termopares versus Simulado para GMAW-P AC com aquecimento duplo por indução.

Contudo, mesmo a elevação do pré-aquecimento até 90 °C não foi o suficiente para que a dureza caísse significativamente e a formação de martensita fosse consideravelmente reduzida, conforme apontaram as análises metalúrgicas da Seção 5.3.2. Uma atenuação maior ainda é necessária para que a taxa de resfriamento seja reduzida ao ponto que a dureza caia significativamente. Em condições de campo, onde o fluido é geralmente um derivado de petróleo, ou um fluido com maior viscosidade e menor condutividade térmica que a água é possível que se atinja uma taxa suficientemente lenta para que a dureza da microestrutura seja relativamente baixa. Isso utilizando temperaturas de pré-aquecimento com indução menores. Porém, como as qualificações de procedimentos são realizadas em condições mais severas que em campo (com água) a soldagem deve ser avaliada em uma condição que garanta que o procedimento desenvolvido produzirá uma microestrutura dentro dos padrões aceitáveis (dureza abaixo de 350 HV). Portanto, uma temperatura ainda mais alta de pré-aquecimento foi simulada utilizando o modelo em MEF desenvolvido como ferramenta de previsão.

Com foco apenas no passe 2, no qual a dureza é mais alta, uma temperatura de pré-aquecimento de 200 °C (Figura 155) foi simulada com o objetivo de se reduzir ainda mais a taxa de resfriamento no pé da solda, chegando ao ponto que o pré-aquecimento produz um efeito em modificar a microestrutura. A Tabela 21 compara as taxas de resfriamento e os tempos Δt_{8-5} e Δt_{8-3} obtidos com os diferentes níveis de pré-aquecimento desse trabalho para o GMAW-P AC.

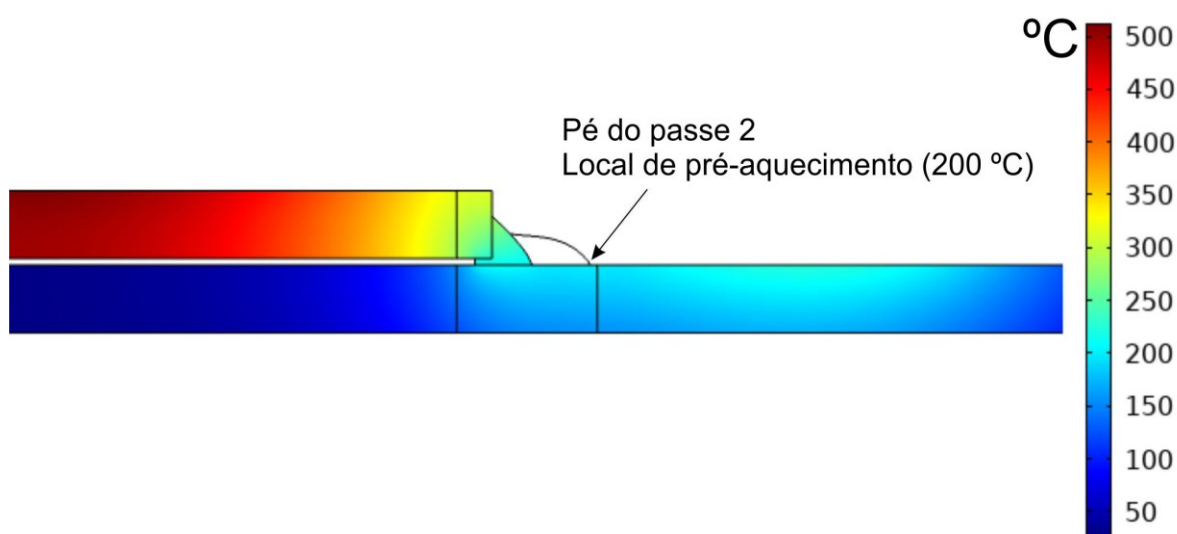


Figura 155. Simulação transiente de 300 s (condição de regime) com pré-aquecimento por indução de 200 °C no ponto mais crítico (pé do passe 2).

Tabela 21. Comparação do Δt_{8-5} , Δt_{8-3} (simulados) e suas respectivas taxas de resfriamento para a soldagem do passe 2 com a variante GMAW-P AC e 200 °C de pré-aquecimento.

Δt_{8-5} (s) – Taxa de resfriamento (°C/s)				
Passe	S/ aquecimento	Calha aquecida	Duplo aquecimento	Duplo aquecimento 200°C
1	3.2 - 93	4.0 - 75	4.9 - 61	-
2	3.0 - 100	3.4 - 88	3.9 - 76	5.5 - 54
3	4.6 - 65	4.8 - 62	5.6 - 53	-
Δt_{8-3} (s) - Taxa de resfriamento (°C/s)				
Passe	S/ aquecimento	Calha aquecida	Duplo aquecimento	Duplo aquecimento 200°C
1	8.7 – 57	9.0 - 56	10.0 – 50	-
2	8.0 – 62	8.2 - 61	9.0 - 56	12.1 – 41
3	11.8 – 42	12.7 - 39	14.4 - 35	-

Na simulação, a potência na bobina sobre o tubo foi incrementada até que a temperatura no pé do cordão atingisse 200 °C. Isso promoveu um aumento de 2.5 s (83.3%) no Δt_{8-5} e 4.1 s (51.2%) no Δt_{8-3} comparando com a condição sem pré-aquecimento. A maior dureza encontra-se na ZAC GG abaixo da zona fundida, no interior do domínio da peça, onde é impossível a colocação de um termopar, conforme ilustra a Figura 156. O modelo permite que seja avaliada a taxa de resfriamento em qualquer zona de interesse. Como as transformações metalúrgicas na ZAC dos aços carbono são regidas pela composição química e pela taxa de resfriamento é possível estimar-se a microestrutura resultante naquele ponto utilizando-se curvas CCT conectadas com o ciclo térmico.

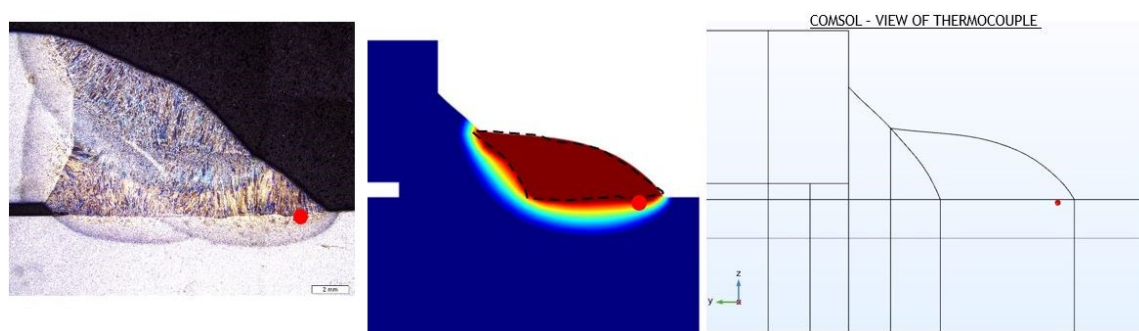


Figura 156. Ponto de interesse de verificação da taxa de resfriamento na ZAC GG, da esquerda para direita: macrografia real e modelos no COMSOL.

A Figura 157 mostra o diagrama CCT do tubo API 5L grade B desse trabalho, simulado em JMatPro, superposto com as taxas de resfriamento obtidas nas simulações para a variante GMAW-P AC.

As taxas de resfriamento simuladas em MEF no ponto da Figura 156 mostram no diagrama que a microestrutura é composta de Ferrita, Bainita e Martensita para as três condições testadas experimentalmente: 1- *sem aquecimento por indução* ($62\text{ }^{\circ}\text{C/s}$); 2- *apenas a calha aquecida por indução* ($61\text{ }^{\circ}\text{C/s}$); e 3- *aquecimento duplo à $90\text{ }^{\circ}\text{C}$* ($56\text{ }^{\circ}\text{C/s}$). Essas microestruturas coincidiram com as verificadas anteriormente na microscopia óptica da Seção 5.3.2.

Uma análise do diagrama mostra que as taxas do Δt_{8-5} ($54\text{ }^{\circ}\text{C/s}$) e Δt_{8-3} ($41\text{ }^{\circ}\text{C/s}$) obtidas no resfriamento a partir da zona austenítica (atingidas com $200\text{ }^{\circ}\text{C}$ de pré-aquecimento) cruzam o início da precipitação perlítica (perlita 0.1%), além das curvas da ferrita e bainita em temperatura mais alta. Portanto, a quantidade dessas fases é aumentada devido ao maior tempo que a microestrutura leva para resfriar a partir do campo austenítico, permitindo maior difusão de carbono. Isso dá origem a uma microestrutura mais dúctil que as taxas de resfriamento mais rápidas obtidas com os níveis de pré-aquecimento anteriores (*single coil*), mostrando que o pré-aquecimento por indução pode afetar a microestrutura e ser utilizado como ferramenta para a redução da dureza, conforme será mostrado adiante.

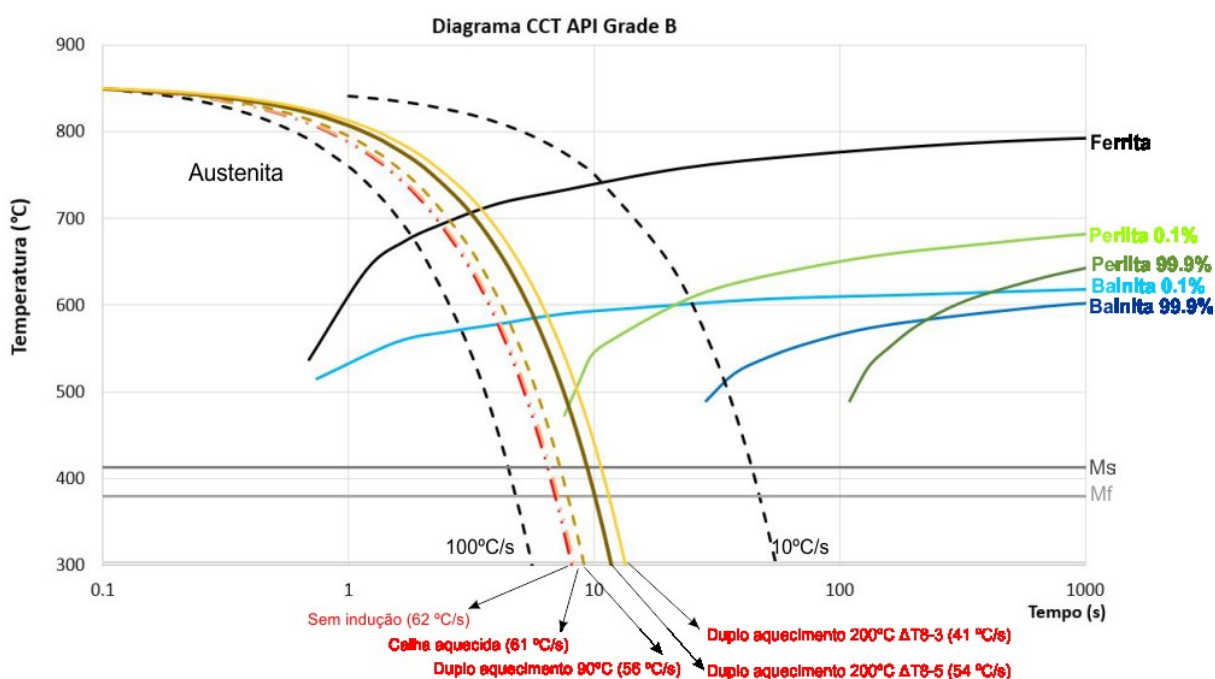


Figura 157. Diagrama CCT API 5L grade B superposto com as taxas de resfriamento dos ensaios de soldagem orbital.

É importante ressaltar que, experimentalmente, apenas foi possível atingir 200 °C na parede do tubo por meio da fonte de indução da IMC com cerca de 60 kW de potência de saída (mostrada anteriormente na Figura 66), 25 kW a mais que a capacidade da fonte *ProHeat* da Miller. A Figura 158 mostra os resultados experimentais dos três cordões depositados com 200 °C de pré-aquecimento com a variante de corrente alternada. Os parâmetros do GMAW-P AC com gota de 1,3 mm foram mantidos para avaliar-se o efeito da temperatura mais elevada sobre a microestrutura, já que em vistas do processo o aspecto dos cordões apresentou apenas um aumento no molhamento nos três passes.

Outrossim, a macrografia da Figura 159 mostra a isenção de defeitos de soldagem, além de uma comparação das variantes GMAW-P DC e GMAW-P AC quanto à penetração produzida na parede do tubo. A primeira atingiu cerca de 2.0 mm de profundidade, enquanto o GMAW-P AC foi de 0.7 mm. O GMAW-P DC foi aplicado experimentalmente com 200 °C para comparação da penetração.

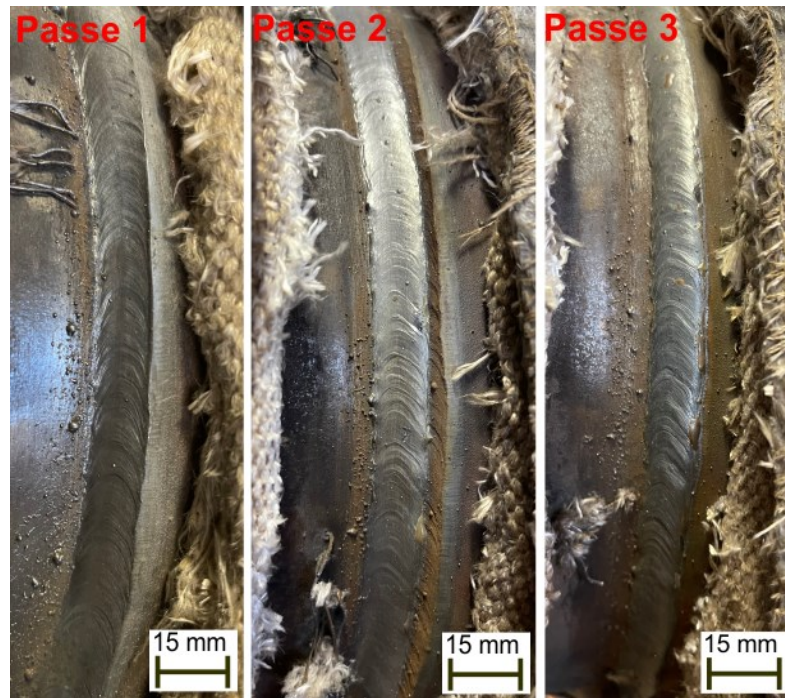


Figura 158. Soldagem orbital de dupla calha tipo-B com GMAW-P AC com pré-aquecimento de 200 °C.

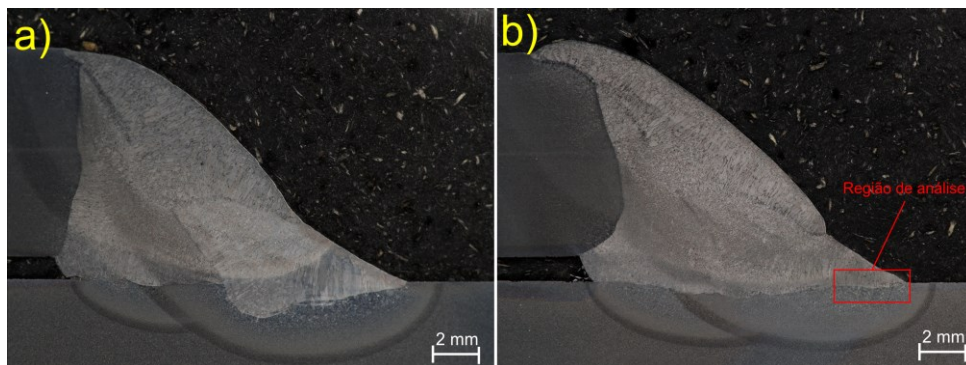


Figura 159. Macrografia de soldagem com pré-aquecimento por indução de 200 °C. Em a) GMAW-P DC; b) GMAW-P AC.

A Figura 160 mostra uma análise da microestrutura presente na ZAC GG no pé do passe 2 (região apontada pelo quadro vermelho na macrografia da Figura 159b). A linha tracejada divide a ZF da ZAC GG. O metal de solda é composto por ferrita acicular (AF) e ferrita de contorno de grão (GBF), como já visto nas soldas anteriores com menor pré-aquecimento. Porém, a ZAC é composta por bainita, martensita e ferrita nos contornos de grão. Em maior aumento, na Figura 160 é possível ver a presença de grãos de ferrita relativamente grandes, maiores que os visualizados anteriormente com nível de pré-aquecimento menor (Seção 5.3.2). A Figura 161 mostra mais detalhadamente a microestrutura do quadro tracejado na Figura 160, a qual é composta por um *mix* de martensita, bainita e ferrita.

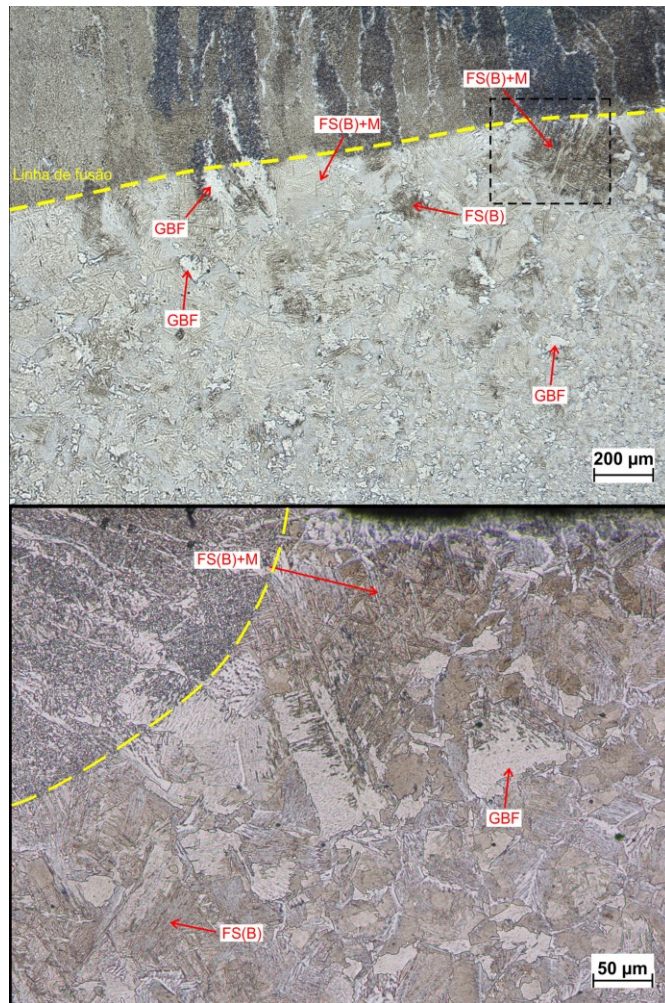


Figura 160. Micrografia em aumento de 100X (acima) e 400X (abaixo) da ZAC de grãos grosseiros para soldagem com GMAW-P AC e pré-aquecimento de 200 °C. Ataque Nital 2% por 15 s.

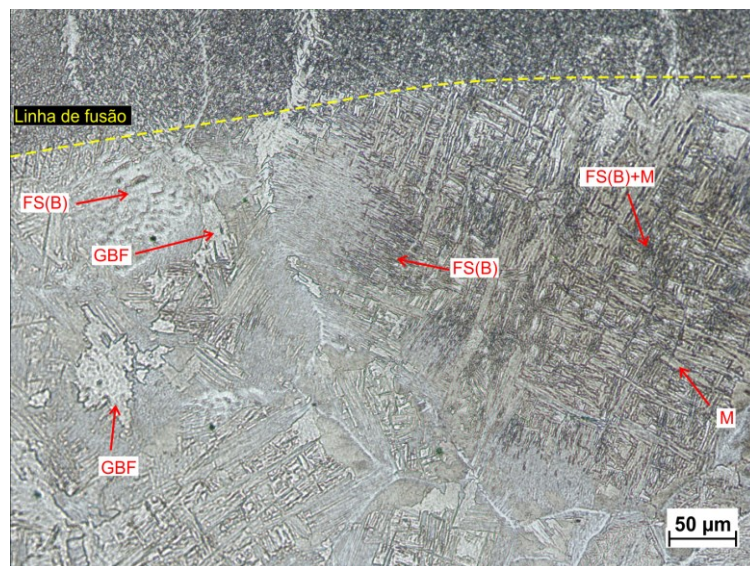


Figura 161. Micrografia em aumento de 400X da ZAC de grãos grosseiros para soldagem com GMAW-P AC e pré-aquecimento de 200 °C. Ataque Nital 2% por 15 s.

A simulação em MEF juntamente com o diagrama CCT indicaram que o ciclo térmico na região do pé do passe 2 apresenta uma taxa de resfriamento tal que a formação de perlita é iniciada, embora as fases predominantes ainda são ferrita, bainita e martensita. Nesse caso, de acordo com a literatura, a perlita precipita primeiramente na ferrita dos contornos de grão (GBF), onde carbonetos de ferro (Fe_3C), ou cementita, surgem formando uma estrutura lamelar [151-153]. A Figura 162 mostra uma análise com maior magnitude em um grão ferrítico (GBF) da ZAC GG do passe 2, a qual apresentou uma estrutura lamelar bem fina e de dureza relativamente baixa, aproximadamente 205 HV (teste HV0.2). Como o diagrama CCT indicou o início da precipitação de perlita, essa estrutura pode estar presente em pequena quantidade e de forma refinada. É importante ressaltar que tal morfologia não foi verificada anteriormente nas micrografias das soldas com nível menor de pré-aquecimento (taxa de resfriamento mais alta), nas quais os valores de dureza foram significativamente mais altos.

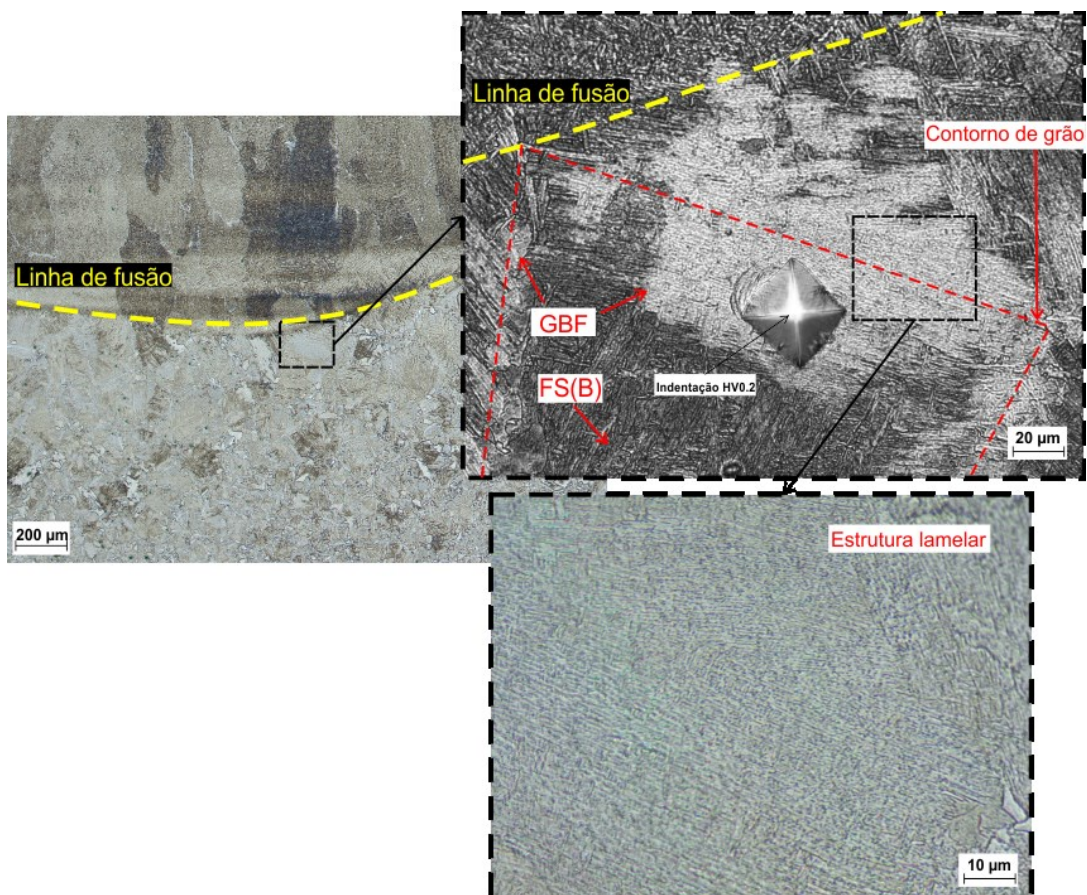


Figura 162. Micrografia de estrutura lamelar fina presente na ferrita de contorno de grão. Aumento de 100X, 500X e 1000X da ZAC de grãos grosseiros para pré-aquecimento de 200 °C. Ataque Nital 2% por 15 s.

Para uma melhor caracterização dessa microestrutura lamelar existente no grão de ferrita seria necessário a utilização de técnicas que possibilitem maior aumento, como a microscopia eletrônica de varredura (MEV), por exemplo, a qual não foi o foco desta tese.

A Tabela 22 mostra os valores de macrodureza HV10 e microdureza HV0.2 obtidos na ZAC GG das soldas com 200 °C de pré-aquecimento. Verifica-se uma grande redução da dureza quando comparada aos valores mostrados anteriormente na Tabela 17 e nas Figura 112 e Figura 113. O GMAW-P AC sofreu uma redução média de 73.1 HV quando passou de 90 °C para 200 °C de pré-aquecimento; e sua taxa de resfriamento entre 800 °C e 300 °C caiu de 62 °C/s para 41 °C/s. Para o GMAW-P DC esse valor foi similar, cerca de 68.1 HV. Todas as condições ficaram muito abaixo do limite máximo de dureza (350 HV) aceitos na literatura [3,22].

A redução da dureza para níveis dentro da norma e valores abaixo dos 300 HV mostra que o aquecimento por indução afetou a microestrutura, desde que níveis mais altos de temperatura de pré-aquecimento sejam utilizados. Esse efeito na microestrutura torna-se uma alternativa à técnica do passe de revenimento, ou *temper bead* em inglês. Essa técnica é de difícil execução prática, devido ao estreito range de temperatura que promove o revenimento da martensita formada, conforme mostrado na Seção 2.3.1.

Tabela 22. Resultados de dureza HV10 e HV0.2 para soldagem com GMAW-P DC e GMAW-P AC com 200 °C de pré-aquecimento.

	HV10		HV0.2	
	P DC 200 °C	P AC 200 °C	P DC 200 °C	P AC 200 °C
	216.0	239.9	265.6	237.9
	203.3	238.2	257.6	279.0
	190.5	252.5	272.9	253.4
	188.0	243.4	271.3	261.4
	184.5	225.1	216.8	256.7
Média	196.5±13	239.8±10	256.8±23	257.8±14
Máximo	216	252.5	272.9	279

Confrontando o ciclo térmico simulado com 200 °C de pré-aquecimento *versus* o medido por termopar na parede externa do tubo, próximo ao pé do passe 2, verificou-se excelente concordância entre os resultados, com um erro dentro dos 10% tanto na temperatura de pico quanto no *tail out*, conforme o gráfico da Figura 163.

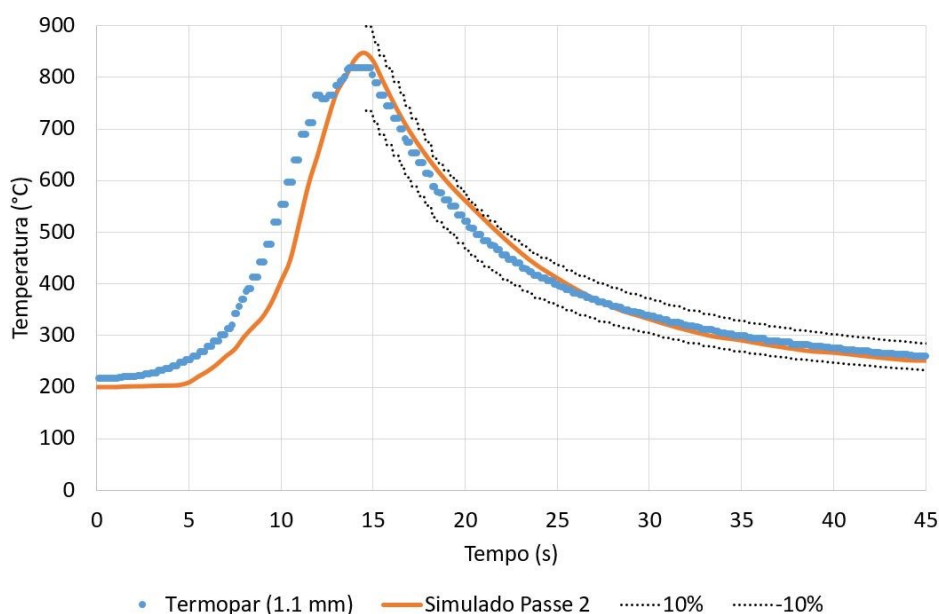


Figura 163. Ciclo térmico simulado em MEF *versus* medido por termopar para condição com pré-aquecimento de 200 °C [<https://youtu.be/ZuSSJ2MUS-k>].

Para ressaltar também a versatilidade que o modelo em MEF pode trazer é importante citar que a temperatura na parede interna é um fator de grande importância, sendo diretamente ligado ao risco de perfuração do tubo e a instabilidade química do fluido em alta temperatura, conforme destacam Bruce [3] e Sabapathy et al. [87]. A temperatura também é um dado de saída em simulações com programas comerciais específicos para análise térmica de soldagem em operação como o Battelle [16] e o PRCI Hot Tap [18]. Dentre os 3 passes depositados, o passe 2 foi o que apresentou maior temperatura na parede interna do tubo. A Figura 164 compara para o processo GMAW-P AC os ciclos térmicos simulados *versus* os medidos experimentalmente dentro do tubo para as condições sem aquecimento por indução e com aquecimento de 200 °C. Em ambos se obteve boa precisão da temperatura, com um erro no valor de pico de 4%. O fato de pré-aquecer a 200 °C aumentou o pico de temperatura na parede interna em 45 °C. Comparando as simulações, verifica-se que o GMAW-P DC resultou na maior temperatura de pico interna, aproximadamente 50 °C mais elevado que o GMAW-P AC, fato resultante do maior aporte térmico.

A Figura 165a mostra a seção transversal do passe 2 com condição de pré-aquecimento duplo em 200 °C, na qual a temperatura de pico na parede interna foi de 274 °C. A Figura 165b mostra a distribuição de temperaturas plotada na superfície interna com uma linha transversal na qual foi medido o valor mostrado no gráfico da Figura 165c. Ressalta-se que o valor de pico em todos os casos ficou bem abaixo da máxima admissível para não perfurar o tubo (982 °C), considerada crítica pelo Battelle [24] e PRCI Hot Tap [18].

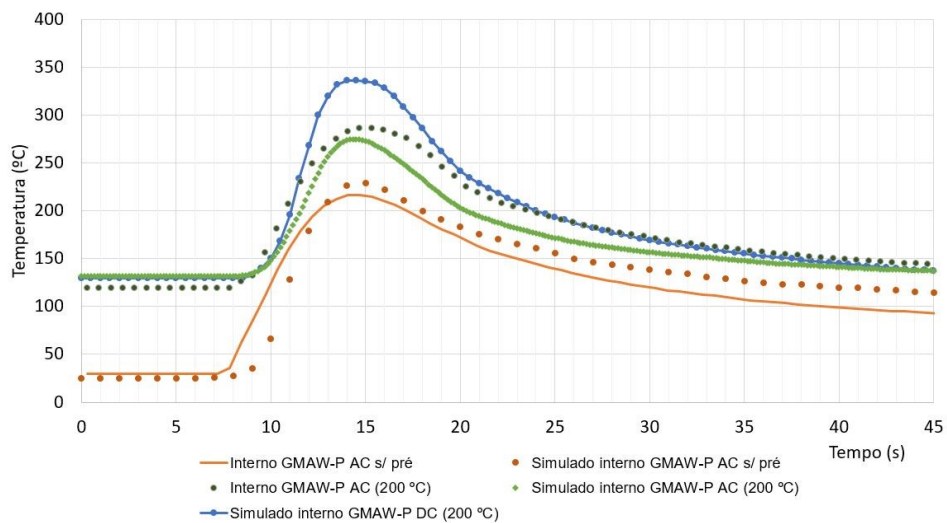


Figura 164. Comparação da temperatura na parede interna medida experimentalmente *versus* a simulada com e sem pré-aquecimento por indução.

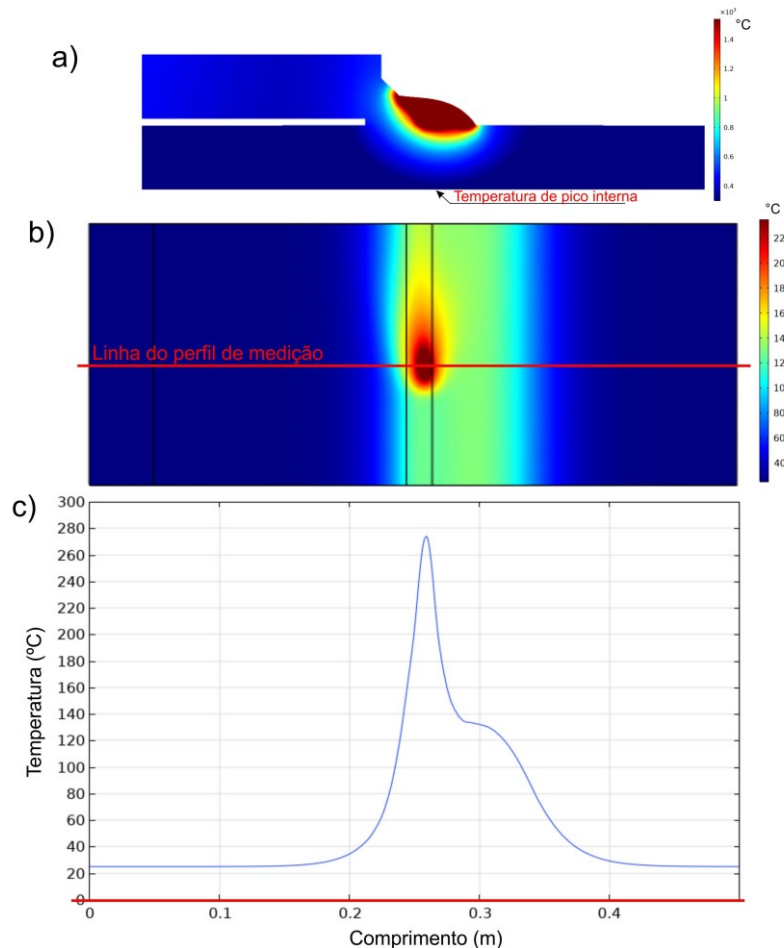


Figura 165. Distribuição de temperaturas para o Passe 2 com aquecimento duplo por indução e GMAW-P AC. Em a) Seção transversal destacando a zona fundida e a ZAC; b) Vista da superfície interna do tubo do modelo de comprimento reduzido (0,5 m) durante a simulação da soldagem; c) Distribuição de temperatura na parede interna ao longo do comprimento [https://youtu.be/b06Tb7T_F8A].

Considerando todos os fenômenos envolvidos, condições de contorno peculiares de cada física, além da programação do *software* para convergir e calcular um problema desta magnitude, os resultados apresentaram uma excelente concordância com a prática, comprovada pela validação da simulação com dados experimentais. Sua aplicabilidade para testar parâmetros e verificar estimativas de forma prévia aos ensaios práticos pode ser fundamentada na representação dos ciclos térmicos com erros relativamente baixos. O diferencial nesse modelo é seus resultados confrontados com uma soldagem de dupla-calha orbital que simulou um procedimento de qualificação real. Diferentemente de outros trabalhos como Wu et. al [154] e Chaowen e Yong [155], por exemplo, que criaram um dispositivo experimental muito simplificado de soldagem em operação, levando o modelo em MEF a apresentar erros maiores que os aqui encontrados.

5.4.4.1 Previsão da dureza com base no tempo de resfriamento simulado em MEF

Prever a dureza é uma técnica utilizada em diversos trabalhos com base em metodologias existentes na literatura como Susuki [156], Yurioka et al. [157] e Nolan et al. [158]. Esses métodos baseiam-se no tempo de resfriamento (Δt_{8-5}) estimado com base em equações analíticas a partir do aporte térmico do processo e das propriedades do material. A determinação da dureza pode ser desenvolvida em 5 etapas, descritas pelas equações a seguir. O primeiro passo é a determinação do CE do material de base, que para o tubo desse trabalho foi de 0,39%, dado pela formulação do CE_{IIW} (Equação 5). A etapa 2 trata do emprego da Equação 4 para cálculo do aporte térmico. Utilizando-se as eficiências determinadas para as variantes GMAW-P DC (0.82) e GMAW-P AC (0.70) os valores foram de 0.99 kJ/mm e 0.72 kJ/mm, respectivamente.

Para se estimar o Δt_{8-5} analiticamente é necessário em uma etapa 3 determinar-se a forma como o fluxo de calor se propaga na peça, o qual pode ser considerado 3D (parede grossa) ou 2D (parede fina). Para tal, a Equação 49 pode ser utilizada para cálculo do parâmetro chamado de espessura relativa (th) [2].

$$th = t \sqrt{\frac{\rho C_p (T_c - T_0)}{Hi}} \quad (49)$$

Onde, t é a espessura real; ρ é a densidade; C_p é o calor específico; T_c é a temperatura de interesse (500 °C); T_0 é a temperatura de pré-aquecimento (temperatura inicial); Hi é o aporte térmico.

O valor de th para um caso sem pré-aquecimento ($T_0=20^\circ\text{C}$) e espessura de 9.5 mm resulta em espessuras relativas de 0.42 mm (GMAW-P DC) e 0.49 mm (GMAW-P AC). Considera-se valores iguais ou acima de 0,75 mm como parede espessa (3D) e abaixo disso como parede fina (2D). Porém, a aplicação da soldagem em operação possui a peculiaridade da maior taxa de resfriamento e mesmo chapas finas se comportam como chapas espessas e o fluxo de calor 3D é considerado na literatura [3,5,84-89]. Assim, a Equação 50 determina o Δt_{8-5} analiticamente na etapa 4.

$$\Delta t_{8-5} = \frac{Hi}{2\pi k} \left[\frac{1}{500 - T_0} - \frac{1}{800 - T_0} \right] \quad (50)$$

Considerando as propriedades do aço carbono como as mostradas na seção de Anexos 2, os tempos de resfriamento para o GMAW-P DC e GMAW-P AC em uma condição sem pré-aquecimento foram 2.5 s e 1.8 s, respectivamente. Nota-se que estes tempos são diferentes do simulados em MEF que consistiram de 3.2 s para a corrente contínua e 3.0 s para a corrente alternada, conforme mostrados anteriormente na Tabela 20. Com os tempos de resfriamento é possível a estimativa da dureza na etapa 5. O método de Suzuki [156] utiliza as Equações 51-55, enquanto o método de Yurioka [157] está apresentado pelas Equações 56-60.

$$HV_{m\acute{a}x} = H_{\infty} + \frac{X}{\left[\left(1 + \exp(\alpha(\log(\Delta t_{8-5}) - Y_5)) \right) \right]} \quad (51)$$

$$H_{\infty} = 885C + 287 - X \quad (52)$$

$$X = 231 + 838C - 376CE \quad (53)$$

$$\alpha = \frac{571 + 3975C - 778CE}{X} \quad (54)$$

$$Y_5 = 0.0202 - 0.652C + 2.50CE \quad (55)$$

$$HV_{m\acute{a}x} = 442C + 99CE_{II} + 206 + (402 - 90CE_{II} + 80)\text{arctg}(x) \quad (56)$$

$$x = \frac{\log(\Delta t_{8-5}) - 2.30CE_I - 1.35CE_{III} + 0.882}{1.15CE_I - 0.673CE_{III} - 0.601} \quad (57)$$

$$CE_I = C + \frac{Si}{24} + \frac{Mn}{6} + \frac{Cu}{15} + \frac{Ni}{12} + \frac{Cr}{8} + \frac{Mo}{4} + \Delta H^3 \quad (58)$$

$$CE_{II} = C + \frac{Si}{24} + \frac{Mn}{5} + \frac{Cu}{10} + \frac{Ni}{18} + \frac{Cr}{5} + \frac{Mo}{2.5} + \frac{V}{5} + \frac{Nb}{3} \quad (59)$$

$$CE_{III} = C + \frac{Mn}{3.6} + \frac{Cu}{20} + \frac{Ni}{9} + \frac{Cr}{5} + \frac{Mo}{4} \quad (60)$$

A Tabela 23 compara os resultados de dureza obtidos a partir dos tempos de resfriamento calculados analiticamente com os tempos simulados em MEF. Os tempos de resfriamento obtidos a partir do método analítico foram menores que os obtidos na simulação, fato que produziu, na maioria dos casos, valores de durezas previstas acima das obtidas empiricamente. Em uma comparação das abordagens, verifica-se que a de Yurioka [157] produziu durezas previstas muito próximas dos valores máximos medidos nas soldas, enquanto que o método de Suzuki [156] ficou mais distante.

Tabela 23. Resultados da previsão de dureza baseados nas abordagens de Suzuki [156] e Yurioka [157] utilizando os métodos de estimativa do Δt_{8-5} analítico e numérico e comparação com a dureza medida experimentalmente.

Processo	Método	Abordagem	Δt_{8-5} (s)	Dureza máx. prevista (HV)	Dureza máx. medida HV10	Dureza máx. medida HV0.2
GMAW-P DC	Suzuki	Analítica	2.5	453	310.9	390
	Yurioka			374.7		
GMAW-P DC	Suzuki	Numérica	3.2	437.7		
	Yurioka			369.1		
GMAW-P AC	Suzuki	Analítica	1.8	468.2	331.6	407
	Yurioka			438.6		
GMAW-P AC	Suzuki	Numérica	3.0	442.6		
	Yurioka			400		

Isso mostra também uma vantagem da utilização do método numérico para o cálculo do tempo de resfriamento e do ciclo térmico, visto que os valores analíticos previram durezas exageradamente maiores que as medidas nas soldas.

6 CONCLUSÕES

Este trabalho abrangeu diversas áreas da engenharia para a solucionar um problema muito importante em âmbito global, propondo novas soluções e caracterizando a soldagem com técnicas avançadas para o reparo de dutos em operação. Essa multidisciplinaridade é o que define uma engenharia de soldagem, a capacidade em se utilizar mutuamente de conceitos físicos e matemáticos, juntamente com análises de processo de soldagem e metalurgia. Em vista dessas diferentes frentes mostradas no desenvolvimento desta tese apresenta-se as principais conclusões específicas:

Para os ensaios com aquecimento por indução em tubo seco e em *looping* de água:

- A simulação do aquecimento por indução em MEF possibilitou a representação dos fenômenos ocorridos na prática a partir dos parâmetros geométricos, elétricos e frequência medidos em fonte de indução. Uma vez o modelo estando validado, possibilitou-se a avaliação de diferentes configurações geométricas de bobinas e de fenômenos não visíveis a olho nu, passando um maior entendimento das peculiaridades do aquecimento por indução voltado ao reparo de dutos. O uso de bobinas mais estreitas permite um campo eletromagnético mais concentrado e conseqüentemente temperatura mais elevada na junta a soldar.
- Ensaios em bancada com *looping* de água mostraram desafios para a técnica de aquecimento por indução tanto pela posição do tubo, que em vazões baixas apresenta grande diferença de temperatura entre as posições 12 h e 6 h, quanto em termos de troca térmica, exigindo potência elevada para que um aquecimento significativo seja obtido na junta. A inclinação do tubo em 45 ° eliminou a formação de *hotspot* pelo tempo de aquecimento utilizado nesse trabalho, possibilitando a redução da vazão da água e a diminuição da troca térmica por convecção, fazendo com que temperaturas maiores de pré-aquecimento na junta pudessem ser avaliadas.
- Um modelo multifísico acoplando as equações de Maxwell do eletromagnetismo com as equações da conservação da massa e Navier-Stokes do escoamento permitiu a representação dos fenômenos ocorridos na prática e a verificação de que a formação do

hotspot é causada pela influência da convecção natural do fluido em baixa vazão com o tubo na posição horizontal. Vapor é acumulado na parte superior do tubo provocando um isolamento térmico e a rápida subida da temperatura. A elevação da vazão para 380 l/min eliminou o *hotspot*, porém não permitiu a avaliação de temperaturas de pré-aquecimento mais elevadas devido ao aumento do fluxo de calor por convecção.

- O coeficiente de troca de calor por convecção obtido para as condições do *looping* de água deste foi maior que o obtido na simulação de uma condição de campo com óleo cru (baseada em dados de uma aplicação real). O h máximo obtido para uma soldagem de dupla-calha com água apresentou valor de 9276 W/(m²K) para 380 l/min, e 3143 W/(m²K) para 50 l/min em tubo inclinado. Com óleo cru o valor foi de e 456 W/(m²K).

Para os ensaios de soldagem e simulação multifísica:

- A medição do tempo de destacamento, mediante filmagem em alta velocidade do GMAW em transferência por *spray*, permitiu um critério objetivo para a definição dos parâmetros de pulso (I_p e t_p) da corrente pulsada.
- No desenvolvimento de parametrização para o GMAW-P AC, a manutenção dos valores em polaridade positiva (I_p , t_p , I_b e t_b) habilitou o destacamento sistemático da gota até 1,6 mm de diâmetro. O valor de I_p garante a força eletromagnética suficiente para o destacamento. Durante o t_p forma-se a gota e a força atua.
- A nova metodologia de cálculos dos parâmetros do GMAW-P AC, considerando uma ponderação da taxa de fusão que leva em consideração a variação do coeficiente linear, mostrou excelentes resultados para os diâmetros de gota testados nesse trabalho (1,2 mm; 1,3 mm; 1,4 mm e 1,6 mm). A inserção de uma determinada porcentagem negativa ($\%N$) apresenta taxa de fusão entre o maior e menor valor possível para uma determinada corrente média, delimitados pela polaridade positiva e negativa, respectivamente. A $\%N$ varia em função do diâmetro de gota definido para uma determinada V_a , quanto maior a $\%N$ menor é a potência, menor a I_m e consequentemente a energia de soldagem.
- O aumento da $\%N$ e consequente menor energia de soldagem resulta em uma redução da penetração na peça, o que traz maior flexibilidade em termos de parametrização do processo para soldagem em operação.

- Na qualificação de procedimento de soldagem real em dupla-calha tipo B, as variantes com corrente pulsada (GMAW-P DC e GMAW-P AC) aplicadas de forma mecanizada desempenharam excelentes resultados, com soldas isentas de defeitos e em velocidade de soldagem superior a aplicações manuais com Eletrodo Revestido. O acabamento dos cordões mostrou também soldas de maior molhamento que aquelas obtidas com Eletrodo Revestido ou GMAW convencional. Em geral a variante com corrente pulsada em polaridade positiva produz maior penetração e uma ZAC maior que a polaridade alternada, mas a presença de uma convecção forçada dentro do tubo atenua essa diferença em condições de grande troca térmica com o fluido.
- O uso de pré-aquecimento por indução aumentou o tempo de resfriamento e o molhamento dos cordões para ambas as variantes de soldagem. Tanto para GMAW-P DC quanto GMAW-P AC o passe que sofreu maior efeito do resfriamento rápido foi o passe 2, o qual é o último passe depositado em contato direto com o tubo.
- *Aquecendo apenas da calha a 400 °C*: no passe 2, para o GMAW-P DC houve um aumento de no mínimo 0.3 s no Δt_{8-5} e 3.2 s no $\Delta t_{2.5-1}$, enquanto que para o GMAW-P AC o aumento foi de 0.8 s no Δt_{8-5} e 10.8 s no $\Delta t_{2.5-1}$. O fato de se aquecer apenas a calha elevou muito pouco o tempo de resfriamento em alta temperatura e, portanto, não surtiu um efeito significativo em frear a taxa de resfriamento no pé do passe 2 ao ponto de reduzir significativamente a dureza e mitigar a formação de martensita.
- *Pré-aquecimento por indução a 90 °C*: no passe 2, para o GMAW-P DC houve um aumento de no mínimo 0.9 s no Δt_{8-5} e 15.8 s no $\Delta t_{2.5-1}$, enquanto que para o GMAW-P AC o aumento foi de 1.5 s no Δt_{8-5} e 16.2 s no $\Delta t_{2.5-1}$. Embora o aumento no Δt_{8-5} tenha sido mais significativo que o caso anterior, o maior efeito foi na faixa mais baixa ($\Delta t_{2.5-1}$), onde a difusão de hidrogênio é o efeito mais significativo. O pré-aquecimento por indução nessa faixa não afetou, portanto, a microestrutura e a dureza de forma significativa.
- *Pré-aquecimento por indução a 200 °C*: no pé do passe 2, para a variante de menor aporte térmico (GMAW-P AC) houve um aumento de 2.5 s no Δt_{8-5} , cerca de 83.3% do tempo sem pré-aquecimento. Isso resultou em uma taxa entre 800 °C e 500 °C de 54 °C/s, com a qual verificou-se uma considerável redução da dureza devido a um efeito sobre a microestrutura.

- A maior dureza obtida nas soldas, avaliada com mapa HV0.2, foi encontrada na ZAC GG. Sem aquecimento por indução a dureza máxima foi de 390 HV para o GMAW-P DC e 407 HV para o GMAW-P AC, acima do valor estipulado por normas. Porém, ao aquecer a junta com bobina dupla até 90 °C esses valores foram reduzidos para 334 HV e 401 HV, respectivamente para cada variante de processo. Ensaios HV10 como os exigidos em norma mostraram durezas mais baixas que o HV0.2, cerca de 264 HV para o GMAW-P DC e 312 HV para o GMAW-P AC. A menor dureza para a carga de 10 kg deve-se ao fato que a indentação abrange uma área maior que a própria ZAC GG, sendo uma média que engloba estruturas mais dúcteis.
- A microestrutura na ZAG GG, região de dureza elevada, foi formada majoritariamente por martensita e bainita, com ferrita nos contornos de grão. Isso para os casos sem aquecimento por indução, aquecimento apenas da calha e pré-aquecimento de 90 °C.
- O GMAW com corrente pulsada apresentou uma menor tendência de hidrogênio difusível quando comparado ao processo Eletrodo Revestido com vareta 7018 (básico) e 6010 (celulósico). O GMAW-P AC apresentou a menor quantidade de hidrogênio entre os casos avaliados. A hipótese para tal é que a limpeza catódica promovida pela mudança de polaridade remove óxidos da superfície da chapa e também do arame, reduzindo estruturas que podem reter umidade e conseqüentemente hidrogênio.
- A criação de um modelo de simulação da soldagem em operação de forma escalonada se mostrou eficiente, pois isso permitiu que cada etapa e física fosse confrontada com ensaios experimentais para sua validação antes de cada novo acoplamento físico. A simulação prévia da soldagem em chapas possibilitou a determinação da eficiência térmica das variantes GMAW-P DC e GMAW-P AC. Os valores de eficiência foram 82% e 70% respectivamente. Na mesma simulação, a calibração ou adequação da distribuição do fluxo de calor com base na zona fundida real, por meio da combinação de fontes duplo-elipsoide, proporcionou uma excelente concordância entre os ciclos térmicos simulados *versus* os medidos por termopares.
- O modelo multifísico 3-D para simulação da soldagem orbital de dupla-calha habilitou a avaliação de diferentes condições de pré-aquecimento por indução sobre a taxa de resfriamento na ZAC GG ou qualquer outro ponto que seja de interesse. A validação do modelo por meio das aquisições por termopares realizada durante a soldagem real se mostrou eficiente, pois foram obtidos modelos com erro abaixo de 10% ao longo de toda

a faixa de temperaturas medida no ciclo térmico. O mesmo modelo permite a verificação de fenômenos térmicos de difícil medição experimental e invisíveis visualmente.

- O pré-aquecimento em temperatura de 200 °C possibilitou uma grande redução da dureza na ZAC GG perante os casos anteriores. Em confronto com o diagrama CCT do tubo API grade B verificou-se que a redução da dureza ocorreu pelo crescimento dos grãos de ferrita e bainita, reduzindo a quantidade de martensita. Além disso, o diagrama indicou o início da formação de perlita, consumindo mais carbono e também auxiliando na redução de martensita e da dureza.

Os resultados obtidos nesta tese mostram um grande passo em direção ao avanço tecnológico das aplicações de soldagem *in-service* por meio da utilização de versões de processos mais avançadas. São pontos de destaque as melhorias operacionais, maior produtividade, maior segurança, além da possibilidade de automação dos procedimentos pelo emprego do GMAW com corrente pulsada. Outrossim, os modelos também proporcionam a representação e o entendimento de fenômenos físicos importantes para a correta qualificação do procedimento de soldagem. Serviriam para relacionar as condições de teste (ao confeccionar a amostra soldada) com as condições reais (tipo de fluido e condições de fluxo). Além disso, essa é uma ferramenta criada para que no futuro novos testes, por exemplo com diferentes geometrias de corpos de prova, diferentes fluidos possam ser qualificados, pois a partir do acoplamento multifísico, já obtido nessa tese, basta a troca das propriedades do escoamento, dos parâmetros geométricos do sistema, ou do aporte térmico da soldagem e da indução para que uma nova condição seja simulada antes de ser aplicada experimentalmente.

Para o LABSOLDA, essa tese é um marco em termos do avanço em um conceito de avaliação multidisciplinar da soldagem, partindo para o que pode ser entendido como engenharia de soldagem, utilizando o entendimento de processos juntamente com a simulação multifísica computacional e a metalurgia, envolvendo diferentes áreas da física. Esse conceito mais abrangente de avaliação da soldagem, já aplicado em países desenvolvidos, traz perspectivas de profissionais mais qualificados em cenário nacional, o que em outras palavras pode ser traduzido como nacionalização do conhecimento. Além disso, para o Brasil esse trabalho representa um passo à frente do resto do mundo em pioneirismo no emprego de

variantes de processos mais avançados em operações de reparos, controlando o aporte térmico em função da aplicação.

6.1 Sugestões para trabalhos futuros

Este trabalho gerou uma base para o desenvolvimento de um método mais avançado para o equacionamento dos parâmetros de soldagem de processos GMAW com corrente pulsada e modelos de simulação multifísica pelo MEF. O LABSOLDA continuará nessa linha de pesquisa aperfeiçoando mais os modelos e a abordagem multidisciplinar da soldagem. Sugestões para futuros trabalhos seriam:

- Desenvolver um equacionamento para o GMAW-P DC e GMAW-P AC para condições com *stick out* grande, na qual o efeito Joule pode ser significativo para o aumento da taxa de fusão, por exemplo valores acima de 25 mm. Da mesma forma, aplicar equação polinomial em faixa menor de V_a , comparando com a suposição de equação linear.
- Desenvolver um banco de dados com a eficiência térmica calculada por meio da simulação numérica de processos de soldagem avançados e em diversas faixas operacionais de corrente média (processos como CMT, CCC, STT, Dyna-Flex, Spin Arc, GTAW com alimentação dinâmica, TOP TIG), comparando com técnica de calorimetria;
- Desenvolvimento de uma interface gráfica (uma espécie de aplicativo) específico para simulação de soldagem em operação, mais avançado que os *softwares* Battelle e PRCI Hot Tap.
- Implementar no modelo desenvolvido nessa tese uma etapa de simulação metalúrgica, ou em MEF ou em Calphad (usando ThermoCalc), para prever de forma acoplada as transformações metalúrgicas, fração relativa de fases presentes e a própria dureza.
- Ensaio em aço baixa liga de baixa soldabilidade, nos quais a dureza crítica (admissível) e a quantidade de hidrogênio são muito baixos, exigindo um maior controle da dureza máxima, podendo viabilizar a soldagem em operação sem tratamento térmico de alívio de tensões (TTAT).

7 REFERÊNCIAS

- 1 LIPPOLD, J. C. **Welding Metallurgy and Weldability**. John Wiley and Sons, Hoboken, New Jersey. 2014.
- 2 KOU, S. **Welding Metallurgy**. Hoboken, NJ: Wiley-Interscience; 2003. p 411.
- 3 BRUCE, W. A. **Qualification of Procedures for Welding onto In-Service Pipelines**. Proceedings of the 4th International Pipeline Conference. Calgary, Alberta, Canada. September 29 – October 3, 2002. pp. 39-53. ASME. <https://doi.org/10.1115/IPC2002-27131>.
- 4 OLIVEIRA, J. J. M. **Análise e Reparo em Dutos Corroídos – Um Estudo de Caso para Reparo por Dupla-Calha**. 2016, 130 P. Monografia. Departamento de Engenharia Mecânica - Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Duto, Rio De Janeiro.
- 5 TRONSKAR, J.P; TORNQVIST, R; GUAN, O.H; BRUCE, W.A. **“Live” Repair of Gas Pipeline with Deep Girth Weld Crack**. Proceedings of the ASME 2015 Pressure Vessel and Piping Conference, July 19-13, 2015, Boston, Massachusetts, USA.
- 6 GUEST, S; DYCK, J; EGBEWANDE, A; MACKENZIE, R; SADOWSKI, M. **Design of in-Service Repair Welding Procedures for Operating Pipelines: Critical Assessment of Variables Affecting Restraint Level and Heat-Affected Zone Microstructures of Vintage Pipelines**. Proceedings of the 2016 11th International Pipeline Conference. September 26-30, 2016, Calgary, Alberta, Canada.
- 7 YUNOVICH, M.; THOMPSON, N. G. **Evaluation of Preheat Requirements for In-service Welding**. Technical Report to Pipeline Research Council International. Edison Welding Institute, July 5, Ohio, USA, 2005.
- 8 KOROL’KOV, P. M. **Efficient Methods of Preheating in Welding Joints in Pipelines**. *Welding International*, v. 26 (2), 155 p – 159 p, 2012. <http://dx.doi.org/10.1080/09507116.2011.600062>.
- 9 PETROBRAS N-2163. **Soldagem e Trepanação em Equipamentos, Tubulações Industriais e Dutos em Operação**. Brasil. 2015.
- 10 API 1104. **Standard for Welding Pipe Lines and Related Facilities**. American Petroleum Institute, USA. 50 p. 2007.
- 11 CHRISTENSEN, N.; DAVIES, V.; GJERMUNDSSEN, K. **The Distribution of Temperature in Arc**. *British Welding Journal*, v. 12(2), 54 p – 75 p, 1995.
- 12 GOLDAK, J.; CHAKRAVARTI, A.; BIBBY, M. **New Finite Element Model for Welding Heat Sources**. *Metallurgical Transactions B*, v.15B, 299 p – 305 p, 1984.
- 13 NASIRI, M. B.; ENZINGER, N. **An Analytical Solution for Temperature Distribution in Fillet Arc Welding Based on and Adaptive Function**. *Welding in the World*, v. 63 (2), 409 p – 419 p, 2019.
- 14 WANG, S.; GOLDAK, J.; ZHOU, J.; TCHERNOV, S.; DOWNEY, D. **Simulation on the Thermal Cycle of a Welding Process by Space-time Convection-Diffusion Finite Element Analysis**. *International Journal of Thermal Sciences*, v. 48, 936 p – 947 p, 2009.

- 15 HUANG, Z.; TANGA, H.; DINGB, Y.; WEIC, O.; XIAC, G. **Numerical Simulations of temperature for the in-service welding of gas pipeline.** Journal of Materials Processing Technology, v. 248, 72 p – 78 p, 2017. <http://dx.doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2017.05.008>.
- 16 KIEFNER, J. F., FISCHER, R. D., MISHLER, H. W., **Development of Guidelines for Repair and Hot Tap Welding on Pressurized Pipelines. Final Report – Phase 1.** Repair and Hot Tap Welding Group. Battelle Columbus Laboratories. September 1981.
- 17 KIEFNER, J. F., BARNES, C. R., GERTLER, R. C., FISCHER, R. D., MINSHLER, H. W. **Experimental Verification of Hot Tap Welding Thermal Analysis. Final Report – Phase II – Volume 2, Liquid Propane Experiments.** Repair and Hot Tap Welding Group. Battelle Columbus Laboratories. May 1983.
- 18 BRUCE, W.A., LI, V. CITTERBERG, R., WANG, Y.Y., CHEN, Y. **Improved Cooling Rate Model for Welding on In-service Pipelines.** Pipeline Research Council International Catalog No. L51837, Edison Welding Institute Project No. 42508CAP, 2001.
- 19 Global Energy Monitor. **Global Fossil Infrastructure Tracker.** Disponível em: <https://globalenergymonitor.org/projects/global-fossil-infrastructure-tracker/>.
- 20 BATISSE, R.; HERTZ-CLEMENS, S. **A Review of Various Repair Techniques for Gas Transmission Pipelines: Advantages, Limitations and Developments.** GFD SUEZ FRANCE. International Gas Union Research Conference, Paris, 2008. https://doi.org/10.1007/978-1-4020-6526-2_20.
- 21 DALPIAZ, G. **Curso/apresentação PETROBRAS: Manutenção de Dutos/Tubulações – Soldagem em Operação.** Novembro de 2016. G. PETROBRAS, CENPES/PDISO/TMC.
- 22 JASKE, C. E.; HART, B. O.; BRUCE, W. A. **Pipeline Repair Manual – Revision 6.** Pipeline Research Council International (PRCI). Arlington, Virginia. August 26, 2006.
- 23 AWS A5.1/A5.1M:2012. **Specification for Carbon Steel Electrodes for Shielded Metal Arc Welding – 14th Edition.** American Welding Society. April 10, 2012.
- 24 BORING, M. A.; BRUCE, W. A. **The Effect of Hoop Stress on the Burnthrough Susceptibility During In-service Welding of Thin-Walled Pipelines.** Proceedings of 7th International Pipeline Conference. September 29 – October 3, 2008. Calgary, Alberta, Canada. <https://doi.org/10.1115/IPC2008-64354>.
- 25 SOARES, J. P.; FARIA, P.; PARANHOS, R. **Efeito do Arrefecimento Causado pelo Fluido Durante a Soldagem em Operação em Tubulações com Espessura de Parede de 6 e 11 mm.** Soldagem & Inspeção 22(3). Setembro 2017. <https://doi.org/10.1590/0104-9224/SI2203.05>.
- 26 BANG, I. W.; SON, Y. P.; OH, K. H.; KIM, Y. P.; KIM, W. S. **Numerical Simulation of Sleeve Repair Welding of In-service Gas Pipelines.** Welding Journal 2002: 273-82.
- 27 FARZADI, A. **Gas Pipeline Failure Caused by In-service Welding.** Journal of Pressure Vessel Technology. February 2016, 138(1). <https://doi.org/10.1115/1.4031443>.
- 28 KAH, P.; LATIFI, H.; SUORANTA, R.; MARTIKAINEN, J.; PIRINEN, M. **Usability of Arc Types in Industrial Welding.** International Journal of Mechanical and Materials Engineering 2014, 9:15. <https://ijmme.springeropen.com/track/pdf/10.1186/s40712-014-0015-6.pdf>.
- 29 MVOLA, B.; KAH, P.; LAYUS, P. **Review of Current Waveform Control Effects on Weld Geometry in Gas Metal Arc Welding Process.** The International Journal of

- Advanced Manufacturing Technology volume 96, pages4243–4265 (2018). <https://link.springer.com/article/10.1007/s00170-018-1879-z>.
- 30 REISGEN, U.; PURRIO, M.; BUCHHOLZ, G.; WILLMS, K. **Possibilities of a Control of the Droplet Detachment in Pulsed Gas Metal Arc Welding**. Welding in the World 57, 701-706 (2013). <https://doi.org/10.1007/s40194-013-0069-8>.
- 31 AMIN. M. **Pulsed Current Parameters for Arc Stability and Controlled Metal Transfer in Arc Welding**. Metal Construction. May 1983.
- 32 DUTRA, J. C.; SILVA, R. H. G.; SAVI, B. M.; MARQUES, C.; ALARCON, O. E. **New Methodology for AC-pulsed GMAW Parameterization Applied to Aluminum Shipbuilding**. Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences and Engineering volume 38, pages99–107 (2016). <https://link.springer.com/article/10.1007/s40430-015-0351-3>.
- 33 LESNEVICH, A. **Control of Melting Rate and Metal Transfer in Gas-Shielded Metal Arc Welding – Part 1- Control of Electrode Melting Rate**. Welding Journal, August 1985, pp. 343-353.
- 34 JOSEPH, A.; HARWIG, D.; FARSON, D. F.; RICHARDSON, R. **Measurement and Calculation of Arc Power and Heat Transfer Efficiency in Pulsed Gas Metal Arc Welding**. Science and Technology of Welding and Joining, vol 8 (6), 2003. <https://doi.org/10.1179/136217103225005642>.
- 35 NEEDHAM, J. C.; CARTER, A.W. **Material transfer characteristics with pulsed current**. British Welding Journal, 5 (1965) 229–241.
- 36 PALANI, P. K.; MURUGAN, N. **Selection of Parameters of Pulsed Current Gas Metal Arc Welding**. Journal of Materials Processing Technology, vol. 172 (1), February 26, pp. 1-10. <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2005.07.013>.
- 37 UEGURI, S.; HARA, K.; KOMURA, H. **Study of Metal Transfer in Pulsed GMA Welding**. Welding Journal 64 (8) (1985) 242-s–250-s. http://files.aws.org/wj/supplement/WJ_1985_08_s242.pdf.
- 38 COLLARD, J. F. **Adaptive pulsed GMAW control: the digipulse system**. Welding Journal, 77 (11) (1998) 35-s–38-s.
- 39 CIRINO, L. M. **Análise Crítica de Forma de Onda de Corrente e Métodos de Controle MIG/MAG Pulsado CC/CA**. Tese de doutorado, Departamento de Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis, 2021.
- 40 DILTNEY, U.; KILLING, R. **Heat Input for Pulse GMAW**. Welding Design Fabrication, vol. 63 (9), pp. 51-53, September 1990.
- 41 BOSWORTH, M. R. **Effective Heat Input in Pulsed Current Gas Metal Arc Welding with Solid Wire Electrodes**. Welding Journal (5) 1991, 111s-117s. https://app.aws.org/wj/supplement/WJ_1991_05_s111.pdf.
- 42 ESSERS, W. G.; WALTER, R. **Heat Transfer and Penetration Mechanisms with GMA and Plasma-GMAW Welding**. Welding Journal 60 (1981), 37-42. https://app.aws.org/wj/supplement/WJ_1981_02_s37.pdf.

- 43 MURRAY, P. E.; SCOTTI, A. **Depth of Penetration in Gas Metal Arc Welding**. Science and Technology of Welding and Joining, vol. 4 (2), pp. 112-117, 1999. <https://doi.org/10.1179/136217199101537644>.
- 44 WAHAB, M. A. **Manual Metal Arc Welding and Gas Metal Arc Welding**. Welding and Bonding Technologies. Comprehensive Materials Processing, vol. 6, 2014, pp. 49-76. <https://doi.org/10.1016/B978-0-08-096532-1.00610-5>.
- 45 LEE, D. H. **Arc Column**. Compendium of Hydrogen Energy, 2015, pp. 349-391. <https://www.sciencedirect.com/topics/engineering/arc-column>.
- 46 LITTLE, R. L. **Welding and Welding Technology**. New York, McGraw-Hill, 1973. <https://www.sciencedirect.com/topics/engineering/arc-column>.
- 47 SHIRVAN, A. J. **Modelling of Electric Arc Welding: Arc-electrode Coupling**. Thesis for The Degree of Licentiate of Engineering. Chalmers University of Technology. Department of Applied Mechanics, Division of Fluid Dynamics. Gothenburg, Sweden, 2013. <https://core.ac.uk/download/pdf/70600064.pdf>.
- 48 WENDELSTORF, J. **Ab Initio Modelling of Thermal Plasma Gas Discharges (Electric Arcs)**. 2000. <https://doi.org/10.24355/dbbs.084-200511080100-74>.
- 49 HARWIG, D. D. **Arc Behaviour and Metal Transfer of the VP-GMAW Process**. Cranfield University, School of Industrial and Manufacturing Science, 2003. <https://core.ac.uk/download/pdf/74410857.pdf>.
- 50 SARRAFI, R.; LIN, D.; KOVACEVIC, R. **Real-Time Observation of Cathodic Cleaning During Variable-Polarity Gas Tungsten Arc Welding of Aluminum**. Proceedings of The Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture, [s.l.], v. 223, n. 9, p.1143-1157, 2 jun. 2009. SAGE Publications. <http://dx.doi.org/10.1243/09544054jem1355>.
- 51 PHAN, L. H.; TASHIRO, S.; BUI, H. V.; SUGA, T.; SATO, T.; TANAKA, M. **Influence of Shielding Gas on Cathode Spot Behaviours in Alternating Current Tungsten Inert Gas Welding of Aluminum**. Science and Technology of Welding and Joining, vol. 25 (3), pp. 258-264. <https://doi.org/10.1080/13621718.2019.1685069>.
- 52 ZÄHR, J.; ROSE, S.; SCHNICK, M.; FÜSSEL, U.; SPEISEDER, M.; LANG, A.; WILHELM, G.: **Reinigungswirkung des Lichtbogens beim DC (EP)-WIG-Schweißen von Aluminiumlegierungen**. In: DVS-Berichte, Band 258. DVS-Verlag, Düsseldorf (2009) 29-34.
- 53 TALKINGTON, B. S. **Variable Polarity Gas Metal Arc Welding. Master Thesis**, The Ohio State University, Department of Materials Science and Welding Engineering, 1998.
- 54 LI, P.; HURTIG, K.; HOGSTROM, M.; SVENSSON, L.; SCOTTI, A. A Contribution of the Study of Negative Polarity in GMAW Welding. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology volume 95, pages2543–2553 (2018). <https://doi.org/10.1007/s00170-017-1349-z>.
- 55 GOHR JR, R. **Desenvolvimento de Novos Métodos de Controle da Soldagem MIG/MAG**. Tese de doutorado, Departamento de Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis, 2002.
- 56 SANTOS, T. F. **Soldagem MIG com Corrente Alternada MIG CA**. Tese de doutorado, Departamento de Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis, 2008.

- 57 UYEAMA, T.; TONG, H.; YAZAWA, I.; HIRAMI, M.; KIHARA, T.; NAKATA, K.; USHIO, M. **Aluminium Alloy Sheet Welding by the Laser AC Pulsed MIG Hybrid Process**. *Welding International*, vol. 18 (5), pp. 345-350, 2004. <https://doi.org/10.1533/wint.2004.3276>.
- 58 DUTRA, J. C.; SILVA, R. H. G.; MARQUES, C.; VIVIANI, A. B. **A New Approach for MIG/MAG Cladding with Inconel 625**. *Welding in the World*, vol. 60, pp. 1201-1209, 2016. <https://doi.org/10.1007/s40194-016-0371-3>.
- 59 JASKULSKI, K. **Robotyzacje OTC z wykorzystaniem niskoenergetycznych metod spawania**. <http://www.sap.poznan.pl/fotki/File/DW300%281%29.pdf>. Acessado Julho 2021.
- 60 KAH, P.; SUORANTA, R.; MARTKAINEN, J. **Advanced Gas Metal Arc Welding Processes**. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, vol. 67, pp. 655–674, 2013. <https://doi.org/10.1007/s00170-012-4513-5>.
- 61 KIM, K.; CHUNG, H. **Wire Melting Rate of Alternating Current Gas Metal Arc Welding**. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, vol. 90, pp. 1253-1263, 2017. <https://link.springer.com/content/pdf/10.1007/s00170-016-9384-8.pdf>.
- 62 PARK, H. J.; KIM, D. C.; KANG, M. J.; RHEE, S. **The Arc Phenomenon by the Characteristic of EN ratio in AC Pulse GMAW**. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, vol. 66, pp. 867–875, 2013. <https://doi.org/10.1007/s00170-012-4371-1>.
- 63 HARWIG, D. D.; DIERKSHEIDE, J. E.; YAPP, D.; BLACKMAN, S. **Arc Behavior and Melting Rate in the VP-GMAW Process**. *Welding Journal* 85 (3), pp 52-62. https://app.aws.org/wj/supplement/WJ_2006_03_s52.pdf.
- 64 SCOTTI, A.; MONTEIRO, L. S. **Uma Metodologia para Parametrização do Processo MIG/MAG CA**. *Soldagem e Inspeção*, vol. 17 (3), 2012. <https://doi.org/10.1590/S0104-92242012000300011>.
- 65 VILARINHO, L. O.; NASCIMENTO, S.; FERNANDES, D. B.; MOTA, C. A. M. **Methodology for Parameter Calculation of VP-GMAW**. *Welding Journal*, vol. 88 (4), pp 92-98. https://app.aws.org/wj/supplement/WJ_2009_04_s92.pdf.
- 66 HERTEL, M.; TRAUTMANN, M.; JACKEL, S.; FUSSEL, U. **The Role of Metal Vapour in Gas Metal Arc Welding and Methods of Combined Experimental and Numerical Process Analysis**. *Plasma Chemistry and Plasma Processing*, vol 37, 531-547, 2017. <https://doi.org/10.1007/s11090-017-9790-1>.
- 67 BRUCE, W. A.; HOLDREN, R. L.; MOHR, W. C.; KIEFNER, J. F. **Repair of Pipelines by Direct Deposition of Weld Metal Further Studies**. Final Report. United States, 1996. <https://www.osti.gov/biblio/576170-repair-pipelines-direct-deposition-weld-metal-further-studies-final-report>.
- 68 BRUCE, W. A.; BRADLEY, C. E. **Further Development of Heat-Affected Zone Hardness Limits for In-service Welding**. Proceedings of the 2012 9th International Pipeline Conference. September 24-28, 2012, Calgary, Alberta Canada.

- 69 HART, P. H. M.; MATHARU, I. S. **Heat-affected Zone (HAZ) Hydrogen Cracking Behavior of Low Carbon Equivalent C-Mn Structural Steels**. TWI Research Report No. 290/1985.
- 70 BAIN, E. C.; PAXTON, H. W. **Alloying Elements in Steel - 2nd Edition**. American Society for Metals. Metal Park, Ohio, 1966.
- 71 COE, F. R. **Welding Steels Without Hydrogen Cracking**. Welding Institute. Cambridge, UK, 68 p, 1973.
- 72 BECHEM, C. D. **A New Model for Hydrogen-Assisted Cracking (Hydrogen “Embrittlement”)**. Metallurgical and Materials Transactions B, vol 3, 441-455, 1972. <https://link.springer.com/article/10.1007/BF02642048>.
- 73 MOSER, M.; SCHMIDT, V. **Fractography and Mechanism of Hydrogen Cracking – the Fisheye Concept**. Proceedings of the 6th International Conference on Fracture (ICF6), New Delhi, India, 4–10 December 1984. <https://doi.org/10.1016/B978-1-4832-8440-8.50254-4>.
- 74 SURYANA; PRANOMO, A.; MUDA, I.; SETIAWAN, A.; **The Influence of Heat Input to Mechanical Properties and Microstructures of API 5L-X65 Steel Submerged Arc Welding Process**. Proceedings of MATEC Web of Conference 269. IIW 2018 International Conference on Advanced Welding and Smart Fabrication Technologies. 2019. <https://doi.org/10.1051/mateconf/201926901009>.
- 75 ZHANG, X., JIAO, W., TAN, C. **HAZ structure, toughness and characteristics to hydrogen-induced cracking of steel 20MnNiMo**. Transactions of the China Welding Institute. 21 (1), 9–12, 2000.
- 76 YURIOKA, N.; SUZUKI, H. **Hydrogen Assisted Cracking in C-Mn and Low Alloy Steel Weldments**. International Materials Reviews, vol. 35 (1), pp. 217-249, 1990. <https://doi.org/10.1179/imr.1990.35.1.217>.
- 77 COLA, M. J.; BRUCE, W. A.; KIEFNER, J. F.; FISCHER, R. D.; BUBENIK, T. A.; JONES, D. J. **Development of Simplified Weld Cooling Rate Models for In-service Gas Pipelines**. Technical Report, United State, 1992. <https://www.osti.gov/biblio/6814558-development-simplified-weld-cooling-rate-models-service-gas-pipelines>.
- 78 GAILLARD, R.; DEBIEZ, S.; HUBERT, M.; DEFOURNY, J. **Methods for Optimizing the Preheat Temperature in Welding**. Welding in the World, vol. 26, n. 9/10, pp. 216-230, 1988.
- 79 PEREIRA, A. S.; BUSCHINELLI, A. J. A.; NIÑO, C. E.; KEJELIN, N. Z. S. **Soldagem em Operação de Dutos de Alta Resistência e Baixa Espessura com Ênfase nas Trincas a Frio**. Soldagem e Inspeção. São Paulo, v. 17, n°2, 88 p- 95 p, Abr/Jun 2012. <https://doi.org/10.1590/S0104-92242012000200002>.
- 80 CARVALHO, G. M. A.; BRACARENSE, A. Q.; PESSOA, E. C. P; GONÇALVES, C. N. **Effect of Grinding Technique on the Hardness HAZ of Wet Underwater Multipass Welds**. Soldagem e Inspeção. São Paulo, v. 25, 2020. <https://doi.org/10.1590/0104-9224/SI25.38>.
- 81 MESZAROS, K.; VROLYK. C.; PEPIN, J.; YAMUCH. M.; MAH-PAULSON, T. **The Effects of Temper Bead Welding Technique on Weld Integrity for In-Service Welding of Carbon Steels**. Proceedings of the 2012 9th International Pipeline Conference. September 24-28, 2012, Calgary, Alberta, Canada. <https://doi.org/10.1115/IPC2012-90242>.

- 82 NICHOLAS, J. **Development and Qualification of Welding Procedures and Inspection Methodology for In-Service Welding**. Rehabilitation and Repair of Pipelines Conference, 20-21 October 2010, Berlin, Germany. <https://www.twi-global.com/technical-knowledge/published-papers/development-and-qualification-of-welding-procedures-and-inspection-methodology-for-in-service-welding>.
- 83 KIEFNER, J.F., FISCHER, R.D. **Models aid pipeline-repair welding procedure**. Oil & Gas Journal. v 86 (10), 41–47. 1988. <https://www.osti.gov/biblio/5085589>.
- 84 BRUCE, W.; BORING, A. M. **Burnthrough Limits for In- Service Welding**. Final Report to Gas Research Institute. Edison Welding Institute, Columbus, Ohio, 2003.
- 85 BRUCE, W. A. **Inspection, assessment and repair techniques for gas pipelines**. Proceedings of the 10th Annual North American Welding Research Conference, Columbus USA, October 1995.
- 86 FISCHER RD, KIEFNER JF, WHITACRE GR. **Users manual for model 1 and 2 computer programs for predicting critical cooling rates and temperatures during repair and hot-tap welding on pressurized pipelines**. Battelle Memorial Institute, Columbus Laboratory, June 1981.
- 87 SABAPATHY, P. N.; WAHAB, M. A.; PAINTER. M. J. **The Prediction of Burn-through During In-service Welding of Gas Pipelines**. International Journal of Pressure Vessels and Piping 77. 669 p – 677 p. 2000. [https://doi.org/10.1016/S0308-0161\(00\)00056-9](https://doi.org/10.1016/S0308-0161(00)00056-9).
- 88 THREADGILL. P. L. **Avoiding HAZ defects in welded structures**. Metals Mater, pp 422–429, July, 1985.
- 89 BRUCE, W. A. **Qualification and Selection of Procedures for Welding onto In-service Pipelines and Piping Systems**. Final Report to a Group of Sponsors, Edison Welding Institute, Ohio, Janeiro, 1996.
- 90 TURICHIN, G.; KUZNETSOVA, M.; POZDNYAKOVA, A.; GOOKC, S.; GUMENYUKD, A.; RETHMEIERD, M. **Influence of Heat Input and Preheating on the Cooling Rate, Microstructure and Mechanical Properties at the Hybrid Laser-Arc Welding of API 5L X80 Steel**. Proceedings of the 10th CIRP Conference on Photonic Technologies, 748 p- 751 p. 2018. <https://doi.org/10.1016/j.procir.2018.08.018>.
- 91 MOOJEN, R. G.; MACHADO, I. G.; MAZZAFERRO, J. A. E.; GONZALES, A. R. **Efeitos da Taxa de Resfriamento na Soldagem do Aço API 5L-X80**. Soldagem & Inspeção, v. 20 (1), 68 p – 80 p. 2015. <http://dx.doi.org/10.1590/0104-9224/SI2001.08>.
- 92 RADYNE. **Advanced Induction Concepts**. Disponível em: <https://radyne.com/what-is-induction/advanced-induction-concepts/>.
- 93 FITZPATRICK, R. **Maxwell's Equations and Principles of Electromagnetism**. University of Texas. Jones and Bartlett. 2008. <https://farside.ph.utexas.edu/books/Maxwell/Maxwell.html>.
- 94 DUTRA, W. T.; MACHADO, I. G. **Influência do Pré-aquecimento Indutivo Localizado sobre Características Metalúrgicas de Juntas Soldadas**. Revista Soldagem e Inspeção, v. 22(3), 333 p – 342 p. 2017. <http://dx.doi.org/10.1590/0104-9224/SI2203.10>.

- 95 JONES, J. E. **Hybrid Induction Arc Welding**. Technical Spotlight. Advanced Materials and Processes, 34 p – 37 p, January, 2015.
- 96 JONES, J. E.; RHOADES, V. L.; HOLVERSON, T. E.; CUMEO, A. N.; MANN, M. D. **High-Productivity Hybrid Induction Heating/Welding Assembly**. Patent Application Publication. US 2016/0105934 A1. 2016.
- 97 LI, L.; MI, G.; WANG, C. **A Comparison Between Induction Pre-Heating and Induction Post-Heating at Laser-Induction Hybrid Welding an S690ql Steel**. Journal of Manufacturing Processes, v.43, 276 p – 291 p, 2019. <https://doi.org/10.1016/j.jmapro.2019.05.003>.
- 98 IKRAM, A.; ARIF, N.; CHUNG, H. **Design of an Induction System for Induction Assisted Alternating Current Gas Metal Arc Welding**. Journal of Materials Processing Technology, v. 231, 162 p – 170 p, 2016. <http://dx.doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2015.12.015>.
- 99 OGINO, Y.; HIRATA, Y.; ASAI, S. **Discussion of the Effect of Shielding Gas and Conductivity of Vapor Core on Metal Transfer Phenomena in Gas Metal Arc Welding by Numerical Simulation**. Plasma Chemistry and Plasma Processing volume 40, pages 1109–1126 (2020). <https://doi.org/10.1007/s11090-020-10102-1>.
- 100 HAIDAR, J. **The Dynamic Effects of Metal Vapour in Gas Metal Arc Welding**. Journal of Physics D: Applied Physics, Volume 43, Number 16, 2010. <https://iopscience.iop.org/article/10.1088/0022-3727/43/16/165204>.
- 101 KNOEDEL, P.; GKATZOGIANNIS, S.; UMMENHOFER, T. **Practical Aspects of Welding Residual Stress Simulation**. Journal of Constructional Steel Research. Volume 132, May 2017, Pages 83-96. <https://doi.org/10.1016/j.jcsr.2017.01.010>.
- 102 FARIAS, R. M.; TEIXEIRA, P. R. F.; VILARINHO, L. O. **Variable Profile Heat Source Models for Numerical Simulations of Arc Welding Processes**. International Journal of Thermal Sciences, Volume 179, September 2022, 107593. <https://doi.org/10.1016/j.ijthermalsci.2022.107593>.
- 103 GRONG, O. **Metallurgical Modelling of Welding 2nd Edition**. Norwegian University of Science and Technology, Department of Metallurgy, N-7034 Trondheim, Norway, 1997.
- 104 RYKALIN, N. N. **Calculation of Heat Processes in Welding**. Moscow, USSR, 1960. <https://repositories.lib.utexas.edu/handle/2152/14232>.
- 105 ARAÚJO, D. B. **Metodologia para uso de Simulação Física no Estudo da ZAC e na Obtenção de Diagramas CCT para Soldagem**. 2008. 119 p. Dissertação de mestrado – Curso de Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Uberlândia, Minas Gerais, 2008.
- 106 ROSENTHAL, D. **Mathematical Theory of Heat Distribution During Welding and Cutting**. Welding Journal, 220 p – 234 p, 1941.
- 107 GOLDAK, J. A.; AKHLAGHI, M. **Computational Welding Mechanics**. 2005. <https://doi.org/10.1007/b101137>.
- 108 RAMÍREZ-LONDOÑO, A. J. **Precipitação de Fases Intermetálicas e Austenita Secundária na ZAC de Soldagens Multipasse de Aços Inoxidáveis Duplex**. 2011. 265 p. Tese de doutorado - Curso de Engenharia Metalúrgica e de Materiais, Escola Politécnica da Universidade de São Paulo, 2001.

- 109 RAMÍREZ-LONDOÑO, A. J. **Estudo da Precipitação de Nitreto de Cromo e Fase Sigma por Simulação Térmica da Zona Afetada pelo Calor na Soldagem Multipasse de Aços Inoxidáveis Duplex**. 1997. Dissertação de Mestrado – Departamento de Engenharia Metalúrgica, Escola Politécnica da Universidade de São Paulo, 1997.
- 110 PAVELIC, V., TANBAKUCHI, R., UYEHARA, O. A.; MYERS. **Experimental and Computed Temperature Histories in Gas Tungsten Arc Welding of Thin Plates**. Welding Journal Research Supplement, Vol. 48. pp 295s-305s, 1969.
- 111 AHMED, R. A.; SHAZLY, M.; MEGAHED.M. M. **3D Finite Element Modeling of In-Service Sleeve Repair Welding of Gas Pipelines**. International Journal of Pressure Vessels and Piping, Volume 146, October 2016, Pages 216-229. <https://doi.org/10.1016/j.ijpvp.2016.09.002>.
- 112 CHENG, W.; WANG, Y.; AMEND, W.; SWATZEL, J. **Weld Microstructure And Hardness Prediction For In-Service Hot-Tap Welds**. Proceedings of IRC 2004 International Pipeline Conference October 4 - 8, 2004 Calgary, Alberta, Canada. <https://www.osti.gov/etdeweb/servlets/purl/20880737>.
- 113 WANG, Y.; WANG, L.; DI, X.; SHI, Y.; BAO, X.; GAO, X. **Simulation and Analysis of Temperature Field for In-Service Multi-Pass Welding of a Sleeve Fillet Weld**. Computational Materials Science, volume 68, February 2013, Pages 198-205. <https://doi.org/10.1016/j.commatsci.2012.10.025>.
- 114 KEC, J.; CERNÝ, I.; POLOCH, A.; KYSELÁ, B.; POUPA, M.; PAVELKOVÁ, R.; JANOVEC, J.; **Investigation of mechanical properties and microstructure of X60 line-pipe steel**. Procedia Structural Integrity, vol. 17, 2019, Pages 230-237. <https://doi.org/10.1016/j.prostr.2019.08.031>.
- 115 CONTRERAS, A.; SALAZAR, M.; CARMONA, A.; GALVÁN-MARTINEZ, R. **Electrochemical Noise for Detection of Stress Corrosion Cracking of Low Carbon Steel Exposed to Synthetic Soil Solution**. Materials Research, vol 20 (5), September 2017. <https://doi.org/10.1590/1980-5373-MR-2016-0183>.
- 116 ASTM E112-13. **Standard Test Methods for Determining Average Grain Size**. ASTM International, 2021. <https://www.astm.org/e0112-13r21.html>.
- 117 ZHOU, H.; WANG, W.; WANG, K.; XU, L. **Mechanical properties deterioration of high strength steels after high temperature exposure**. Construction and Building Materials, volume 199, 28 February 2019, Pages 664-675. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2018.12.058>.
- 118 CALLISTER JR, W. D.; RETHWISCH, D. G. **Materials Science and Engineering an Intriduction** - 8th Edition. John Wiley and Sons, Inc.
- 119 IDT Innovation in motion. **Y series cameras**. Disponível em: <https://idtvision.com/products/cameras/y-series-cameras/?cn-reloaded=1&cn-reloaded=1>.
- 120 Photron. **Fastcam Nova S-Series**. Disponível em: <https://photron.com/fastcam-nova-s/>.
- 121 Cavitar. **Cavilux HF for High Speed Illumination**. <https://www.cavitar.com/product/cavilux-hf-for-high-speed-illumination/>.

- 122 MILLER WELDS. **Induction Heating Systems/Liquid-Cooled Rolling**. Disponível em: <https://www.millerwelds.com/products/induction-heating-systems/liquid-cooled-rolling>.
- 123 FLIR. **Flir T1030SC**. Disponível em: <https://www.flir.com.br/support/products/t1030sc/#Overview>.
- 124 ASTM E384-17. **Standard Test Method for Microindentation Hardness of Materials**. ASTM International, 2021. <https://www.astm.org/e0384-17.html>.
- 125 LECO. **Olympus GX Inverted Microscope**. Disponível em: <https://www.leco.com/product/olympus-gx-series>.
- 126 ASTM E407-07. **Standard Practice for Microetching Metals and Alloys**. ASTM International, 2016. <https://www.astm.org/e0407-07r15e01.html>.
- 127 ASME PCC-2. **Repair of Pressure Equipment and Piping**. American Society of Mechanical Engineers, 2015. <https://www.asme.org/learning-development/find-course/essentials-pcc-2-repair-pressure-equipment-piping/online>.
- 128 KENNEDY, M. W.; AKHTAR, S.; BAKKEN, J. A.; AUNE, R. E. **Analytical and Experimental Validation of Electromagnetic Simulations Using COMSOL®, re Inductance, Induction Heating and Magnetic Fields**. Proceedings of the 2011 COMSOL Conference, Stuttgart. https://www.comsol.com/paper/download/83467/kennedy_paper.pdf.
- 129 OCILKA, M.; KOVÁČ, D. **Simulation Model Of Induction Heating In Comsol Multiphysics**. Acta Electrotechnica et Informatica, vol 15 (1), 29-33, 2015. <https://doi.org/10.15546/aei-2015-0005>.
- 130 ALCÂNTARA, J. C. P. **Modelamento e Simulação por Método de Elementos Finitos do Aquecimento por Indução Aplicado a Operações de Soldagem In Service**. Dissertação de mestrado, Departamento de Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis, 2021.
- 131 DHIR, V. K. **Boiling Heat Transfer**. Annual Review of Fluid Mechanics, vol 30, 365-401, January 1998. <https://doi.org/10.1146/annurev.fluid.30.1.365>.
- 132 FONTES, E. **Modeling and Simulation of Multiphase Flow in COMSOL®: Part 1**. COMSOL Blog, March 2020. <https://www.comsol.com/blogs/modeling-and-simulation-of-multiphase-flow-in-comsol-part-1/>.
- 133 BEJAN, A. **Convection Heat Transfer** – 4th Edition. Wiley. 2013.
- 134 INCROPERA, F. P.; DEWITT, D. P.; BERGMAN, T.; LAVINE, A. **Fundamentos de Transferência de Calor e de Massa** – 7th Edição. Editora LTC. 2014.
- 135 ASL, H. M.; VATANI, A. **Numerical analysis of the burn-through at in-service welding of 316 stainless steel pipeline**. International Journal of Pressure Vessels and Piping, vol. 105–106, May–June 2013, Pages 49-59. <https://doi.org/10.1016/j.ijpvp.2013.03.002>.
- 136 KURDJUMOV, G. V.; KHACHATURYAN, A. G. **Nature of Axial Ratio Anomalies of the Martensite Lattice and Mechanism of Diffusionless $\gamma \rightarrow \alpha$ Transformation**. Acta Metallurgica, vol 23 (9), September 1975, pp. 1077-1088. [https://doi.org/10.1016/0001-6160\(75\)90112-1](https://doi.org/10.1016/0001-6160(75)90112-1).

- 137 TRONSKAR, J. P.; LEE, K. W. **Significance of Local Brittle Zones in Offshore Pipeline Girth Welds Subject to Large Plastic Strain Associated with Deep Water Reeling Installation**. Offshore Pipeline Technology Asia Conference 2014, November 2014, Kuala Lumpur, Malaysia.
- 138 SUN, Y. L.; OBASI, G.; HAMELIN, C. J.; VASILEIOU, A. N.; FLINT, T. F.; FRANCIS, J. A.; SMITH, M. C. **Characterisation and Modelling of Tempering During Multi-Pass Welding**. Journal of Materials Processing Technology, vol. 270, August 2019, pp. 118-131. <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2019.02.015>.
- 139 ABE, F. Coarsening Behavior of Lath and its Effect on Creep Rates in Tempered Martenstic 9Cr-W Steels. Materials Science and Engineering: A, vol. 387–389, 15 December 2004, pp. 565-569. <https://doi.org/10.1016/j.msea.2004.01.057>.
- 140 ROBERTSON, I. M.; SOFRONIS, P.; NAGAO, P.; MARTIN, M. L.; WANG, S.; GROSS, D. W.; NYGREN, K. E. **Hydrogen Embrittlement Unberstood**. Metallurgical and Materials Transactions A volume 46, pages 2323–2341 (2015). <https://doi.org/10.1007/s11661-015-2836-1>.
- 141 **Hydrogen Diffusion Demonstration**. Vídeo do Youtube, postado em 16 de Julho de 2010. Disponível em: <https://www.youtube.com/watch?v=Wjz8eh3uxkU>.
- 142 **Defects – Hydrogen Cracks in Steels – Prevention and Best Practice**. The Welding Institute. Disponível em: <https://www.twi-global.com/technical-knowledge/job-knowledge/defects-hydrogen-cracks-in-steels-prevention-and-best-practice-046>.
- 143 **Mushy Zone Definition**. Science Direct. Disponível em: <https://www.sciencedirect.com/topics/engineering/mushy-zone>.
- 144 CHERGUI, A.; BERAUD, N.; VIGNAT, F.; VILLENEUVE, F. **Finite Element Modeling and Validation of Metal Deposition in Wire Arc Additive Manufacturing**. Advances on Mechanics, Design Engineering and Manufacturing III. JCM 2020. Lecture Notes in Mechanical Engineering. Springer, Cham. https://doi.org/10.1007/978-3-030-70566-4_11.
- 145 MICHALERIS, P. **Modeling metal deposition in heat transfer analyses of additive manufacturing processes**. Finite Elements in Analysis and Design, vol. 86, 1 September 2014, Pages 51-60. <https://doi.org/10.1016/j.finel.2014.04.003>.
- 146 NAIN, V.; CARIN, M.; ENGEL, T.; BOISSELIER, D.; CORDIER, C. **A comparative study for modelling filler material in metal additive manufacturing processes**. COMSOL Conference, Cambridge 2019, September 24-26.
- 147 DUPONT, J. N.; MARDER, A. R. **Thermal Efficiency of Arc Welding Processes**. Welding Journal 74 (12), December 1995. https://app.aws.org/wj/supplement/WJ_1995_12_s406.pdf.
- 148 SCOTTI, A.; PONOMAREV, V. **Soldagem MIG/MAG: Melhor entendimento, melhor desempenho**. Editora Artiliber, 2008.
- 149 SLODERBACH, Z.; PAJAL, J. **Determination of Ranges of Components of Heat Affected Zone Including Changes of Structure**. Archives of Metallurgy and Materials, vol 60 (4), 2015. http://imim.pl/files/archiwum/Vol4_2015/23.pdf.

- 150 **What is the Heat Affected Zone (HAZ)?** Technical Knowledge. The Welding Institute. Disponível em: <https://www.twi-global.com/technical-knowledge/faqs/what-is-the-heat-affected-zone>.
- 151 HAMADA, S.; SASAKI, D.; UEDA, M.; NOGUCHI, H. **Fatigue limit evaluation considering crack initiation for lamellar pearlitic steel.** Procedia Engineering, vol. 10, 2011, Pages 1467-1472. <https://doi.org/10.1016/j.proeng.2011.04.245>.
- 152 PEET, M. J. **Bainitic steels and alloys for power plants.** Structural Alloys for Power Plants. Operational Challenges and High-Temperature Materials. Woodhead Publishing Series in Energy, 2014, Pages 153-187. <https://doi.org/10.1533/9780857097552.2.153>.
- 153 ALSHWIGI, M.; PUTATUNDA, S. K.; BOILEAU, J. **Development of Dual Phase Microstructure in Medium Carbon Low Alloy Steel by Continuous Cooling Heat Treatment.** International Journal of Metallurgy and Metal Physics, vol. 3 (2), 2018. <https://www.vibgyorpublishers.org/content/ijmmp/fulltext.php?aid=ijmmp-3-019>.
- 154 WU, X.; YU, Z.; GORDON, S.; OLSON, D.; LIU, S.; BRYAN, C.; SCHINDELHOLZ, E.; ENOS, D.; SHAYER, Z. **Finite Element Analysis of Weld Residual Stresses in Austenitic Stainless Steel Canisters in Dry Storage of Spent Fuel.** Office of Scientific and Technical Information, United States, 2017. <https://www.osti.gov/servlets/purl/1458045>.
- 155 CHAOWEN, L.; YONG, W. **Three-dimensional finite element analysis of temperature and stress distributions for in-service welding process.** Materials and Design, vol. 52, pp 1052-1057, December, 2013. <https://doi.org/10.1016/j.matdes.2013.06.042>.
- 156 SUZUKI, H. **A New Formula for Estimating HAZ Maximum Hardness in Welded Steel.** Transaction of the Japan Welding Society, vol 26, n 2, 1985.
- 157 YURIOKA, N.; OKUMURA, M.; KASUYA, T.; COTTON, H. J. **Prediction of HAZ Hardness of Transformable Steels.** Metals Construction, 19(4), 217-223, 1987.
- 158 NOLAN, D.; STERJOVSKI, Z.; DUNNE, D. **Hardness Prediction Models Based on HAZ Simulation for in-service Welded Pipeline Steels.** Science and Technology of Welding and Joining, v.10, n.6, p. 681-694, 2005. <https://doi.org/10.1179/174329305X65069>.

APENDICE 1 – Complemento de simulação do aquecimento por indução

Este apêndice mostra o complemento dos resultados de simulação da indução em MEF. A Figura 166, Figura 167, Figura 168 e Figura 169 mostram a distribuição de temperaturas das simulações para 7 e 15 espiras em uma análise transiente de 3600 s (1h). As imagens também trazem uma comparação gráfica das aquisições de temperaturas com termopares *versus* as simulações. Os dados reforçam a boa concordância, já apresentada para 3 espiras na Seção 4, que validam o modelo em MEF.

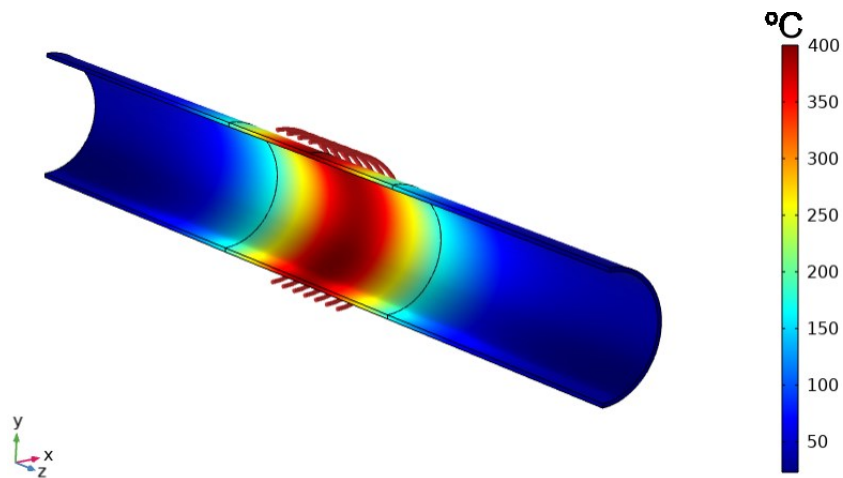


Figura 166. Distribuição de temperaturas em simulação de aquecimento por indução com 7 espiras
[<https://youtu.be/-39wYwqmwOw>].

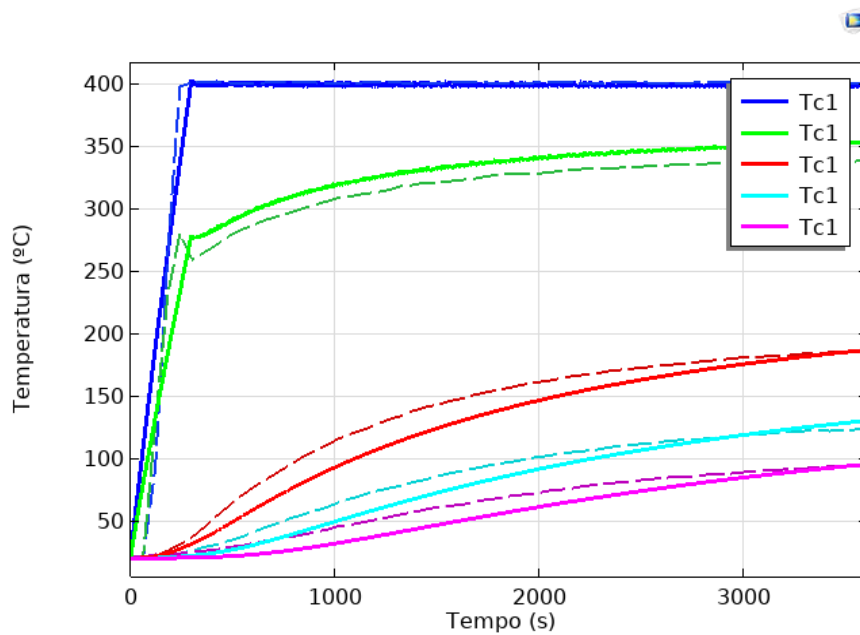


Figura 167. Comparação entre termopares (linhas tracejadas) e a temperatura simulada para aquecimento por indução com 7 espiras.

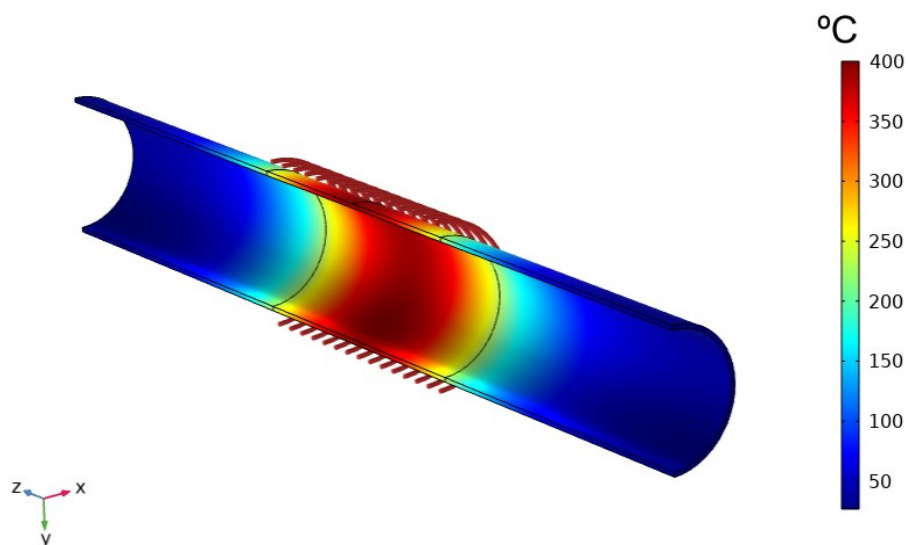


Figura 168. Distribuição de temperaturas em simulação de aquecimento por indução com 15 espiras
[\[https://youtu.be/MIgFwD_0_PQ\]](https://youtu.be/MIgFwD_0_PQ).

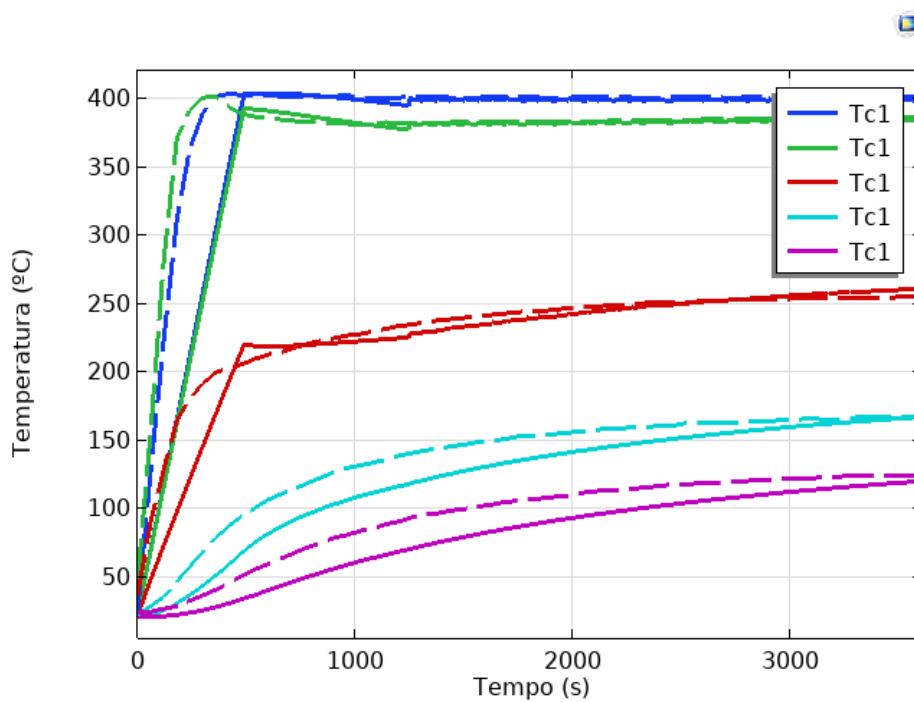


Figura 169. Comparação entre termopares (linhas tracejadas) e a temperatura simulada para aquecimento por indução com 15 espiras.

APÊNDICE 2 – Soldagem com Eletrodo Revestido e GMAW convencional em *looping* de água

Esta seção de apêndice mostra a soldagem circunferencial de dupla-calha tipo B utilizando os processos Eletrodo Revestido e GMAW convencional na bancada com *looping* de água (50 l/min inclinado). O aspecto superficial dos cordões está mostrado na Figura 170. Para ambos os processos foram depositados 3 passes para finalização da junta, mantendo o mesmo padrão das variantes propostas ao longo da tese.

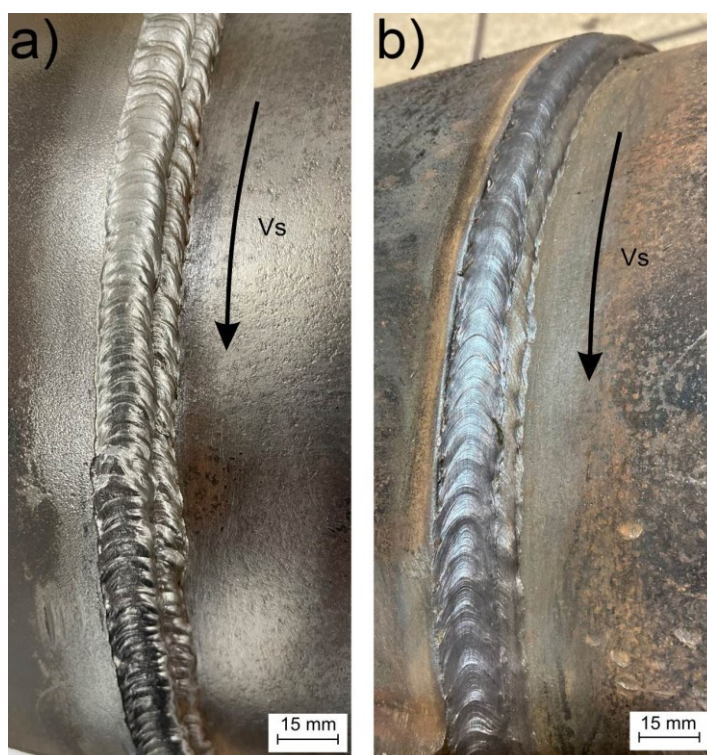


Figura 170. Soldagem circunferencial de dupla-calha tipo B. Em a) Eletrodo revestido; b) GMAW convencional.

A Figura 171 mostra as macrografias para cada caso e a Tabela 24 os parâmetros elétricos de cada condição. A Tabela 25 mostra os respectivos valores de dureza obtidos em ensaio HV0.2. Os valores de dureza ficaram acima dos 350 HV, como também verificado nas variantes GMAW-P DC e GMAW-P AC sem pré-aquecimento. Ambas as soldas apresentaram menor molhabilidade e um perfil mais convexo dos cordões, quando comparadas as variantes com corrente pulsada mostrada nos resultados da tese. No caso do Eletrodo Revestido foram ainda verificados pontos de falta de fusão.

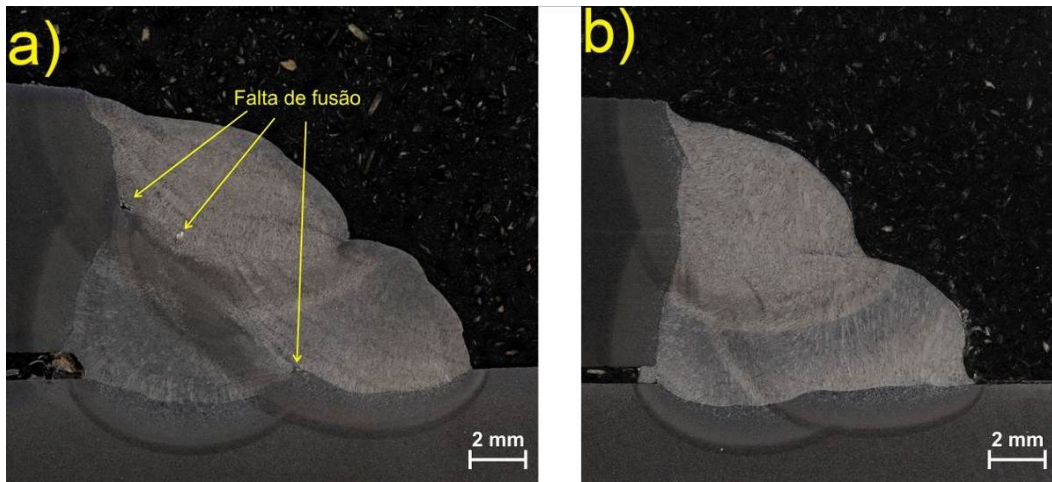


Figura 171. Macrografias soldagem de dupla-calha. Em a) Eletrodo Revestido; b) GMAW convencional.

Tabela 24. Parâmetros de soldagem com os processos Eletrodo Revestido e GMAW convencional para qualificação de soldagem em operação.

Parâmetros	Eletrodo Revestido	GMAW convencional
Corrente média	120 A	200 A
Tensão média	22.5 V	22.1 V
Velocidade arame	---	6 m/min
DBCP	---	17 mm
V_s	10 cm/min	30 cm/min
Gás de proteção	---	Ar+8%CO ₂
Energia de soldagem	1.61 kJ/mm	0.89 kJ/mm
Diâmetro Vareta	3.25 mm	---

Tabela 25. Valores de dureza para soldagem com Eletrodo Revestido e GMAW convencional para qualificação de soldagem *in-service* em *looping* de água.

HV0.2	
Eletrodo Revestido	GMAW convencional
337.4	374.5
358.3	368.1
306.7	272.2
390.5	393.1
359.3	360.6
Média	350±31
Máximo	390.5
	354±47
	393.1

APÊNDICE 3 – Comparação do uso do coeficiente de transferência de calor constante versus o variável

O coeficiente pelicular (h) na parede interna é normalmente assumido como um valor constante e calculado por expressões analíticas que consideram o caso de um escoamento plenamente desenvolvido (diferente de testes em laboratório). Na literatura pode-se citar trabalhos como Guest et al. [6] que definiram um h constante com base na comparação da taxa de resfriamento experimental ($\Delta t_{2.5-1}$ do teste *heat sink*) e a simulada. Outros como Huang et al. [15] e Wang et al. [113] utilizaram a fórmula de Dittus-Boelter, enquanto Chaowen e Yong [155] utilizaram outra correlação. Sabapathy et al. [87] utilizou o método de Seider-Tate. Todas as correlações estão apresentadas abaixo. Nos trabalhos citados as correlações abaixo foram utilizadas com as propriedades do fluido equivalentes à temperatura (T) média do escoamento, embora as propriedades possam ser assumidas em função de T caso o problema seja resolvido numericamente.

<i>Dittus-Boelter</i>	<i>Sieder-Tate</i>	<i>Chaowen e Yong</i>
$Nu = 0.023Re^{0.8}Pr^{0.4}$	$Nu = 0.027Re^{0.8}Pr^{1/3} \left(\frac{\mu_b}{\mu_w} \right)^{0.14}$	$Nu = \frac{0.03Re^{4/5}Pr}{1 + 1.3Pr^{-1/6}Re^{-1/10}(Pr - 1)}$
$Pr = \frac{\mu_f c_p}{k}$	$Re = \frac{\rho v D}{\mu_f} = \frac{v D}{\nu}$	$h = \frac{Nu k}{D}$

Figura 172. Correlações analíticas para determinação do h em regime turbulento com escoamento plenamente desenvolvido.

Com as correlações acima, o valor de h e demais parâmetros encontrados para um escoamento em vazão de 380 l/min, utilizando as propriedades da água mostradas na Seção de Anexos 2, estão mostrados na Tabela 26. A Figura 173 compara ciclos térmicos obtidos utilizando o h obtido com as diferentes abordagens.

Tabela 26. Parâmetros calculados utilizando a abordagem para escoamentos plenamente desenvolvidos.

<i>Dittus-Boelter</i>		<i>Sieder-Tate</i>		<i>Chaowen e Yong</i>	
Re	26971.01	Re	26971.01	Re	26971.01
Pr	7.58	Pr	7.58	Pr	7.58
Nu	181.31	Nu	277.36	Nu	249.13
h (W/m ² K)	337.73	h (W/m ² K)	516.64	h (W/m ² K)	464.04

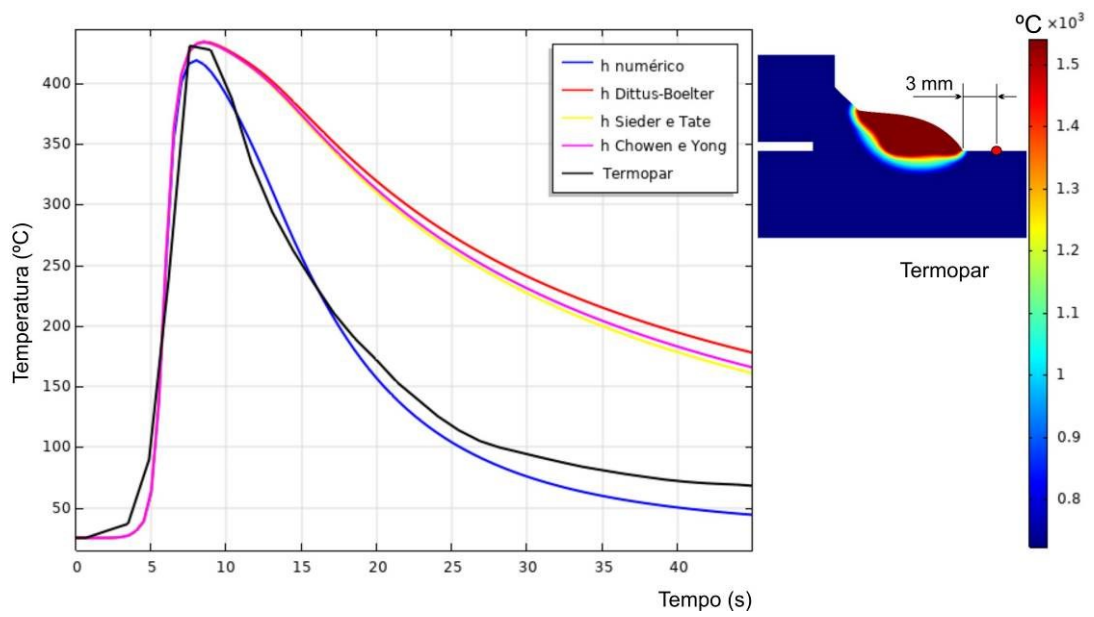


Figura 173. Comparação do ciclo térmico real *versus* os calculados considerando diferentes abordagens e correlações para o coeficiente de transferência de calor por convecção (h).

ANEXOS 1 – Correlações para cálculo do h em superfícies planas e cilíndricas externas.

Este anexo mostra as correlações de convecção deduzidas por Incropera [134] para superfícies planas nas condições de chapa quente e fria (Figura 174). Essas correlações foram utilizadas nas simulações em MEF para considerar o fluxo de calor para o ambiente em função da temperatura da parede, sendo descritas pela Equação 61, para parede horizontal aquecida por baixo ou por cima, e pela Equação 62 para parede na vertical.

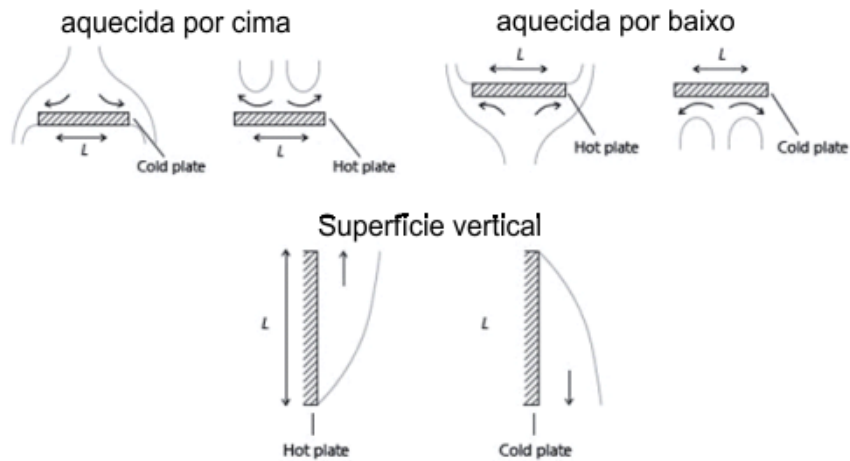


Figura 174. Esquemático das correlações para cálculo do coeficiente de transferência de calor por convecção (h) na superfície de chapas planas.

$$h = \begin{cases} \frac{k}{L} 0.54 Ra_L^{1/4} & \text{se } 10^4 \leq Ra_L \leq 10^7 \\ \frac{k}{L} 0.15 Ra_L^{1/3} & \text{se } 10^7 \leq Ra_L \leq 10^{11} \end{cases} \quad (61)$$

$$h = \begin{cases} \frac{k}{L} \left(0.68 + \frac{0.67 Ra_L^{1/4}}{\left(1 + \left(\frac{0.492k}{\mu C_p} \right)^{9/16} \right)^{4/9}} \right) & \text{se } Ra_L \leq 10^9 \\ \frac{k}{L} \left(0.825 + \frac{0.387 Ra_L^{1/6}}{\left(1 + \left(\frac{0.492k}{\mu C_p} \right)^{9/16} \right)^{8/27}} \right)^2 & \text{se } Ra_L > 10^9 \end{cases} \quad (62)$$

Onde, k é a condutividade térmica do ar; L é a altura ou comprimento da face que troca calor por convecção; Ra_L é o número de Rayleigh definido pela Equação 63; μ é a viscosidade dinâmica e C_p é o calor específico.

$$Ra_L = \frac{g\alpha_p\rho^2C_p(T - T_{ext})L^3}{k\mu} \quad (63)$$

Onde, g é a gravidade e α_p é o coeficiente de expansão térmica do ar. Para a superfície externa de tubos, a correlação para cilindros e convecção externa foi utilizada, dada pela Equação 64.

$$h = \frac{k}{D} \left(0.6 + \frac{0.387Ra_D^{1/6}}{\left(1 + \left(\frac{0.559}{Pr} \right)^{9/16} \right)^{8/27}} \right)^2 \quad (64)$$

Onde, Ra_D é o número de Rayleigh definido pela Equação 48, trocando o comprimento característico L pelo diâmetro do tubo D ; Pr é número de Prandtl ($C_p\mu/k$) para o ar esse valor é aproximadamente 0.7.

ANEXOS 2 – Propriedades físicas dos materiais utilizados nas simulações.

Este anexo mostra as propriedades físicas dos materiais utilizados nas simulações em MEF. As Figuras 175, 176 e 177 mostram os gráficos das propriedades termofísicas variando em função da temperatura utilizadas nas análises térmicas. Na física do escoamento, que envolveu a solução do fluido e escoamento, está adicionada a viscosidade dinâmica.

Na física do eletromagnetismo há a presença de mais dois materiais considerados na análise, que foi o cobre formando a bobina de indução e o ar como o meio onde o campo se propaga. Como a análise térmica não foi considerada na física do eletromagnetismo (assumiu-se que a bobina é idealmente refrigerada e sua temperatura não é elevada), a variação das propriedades do cobre e do ar com a temperatura não foi considerada. Porém, mais três propriedades fundamentais são adicionadas, a quais consistem da permeabilidade relativa (μ_r), permissividade relativa (ϵ_r), e condutividade elétrica (σ), tanto do cobre quanto do ar.

Cobre: $\mu_r=1$, $\epsilon_r=1$, $\sigma= 5.998 \times 10^7$ [S/m];

Ar: $\mu_r=1$, $\epsilon_r=1$, $\sigma \approx 0$ [S/m];

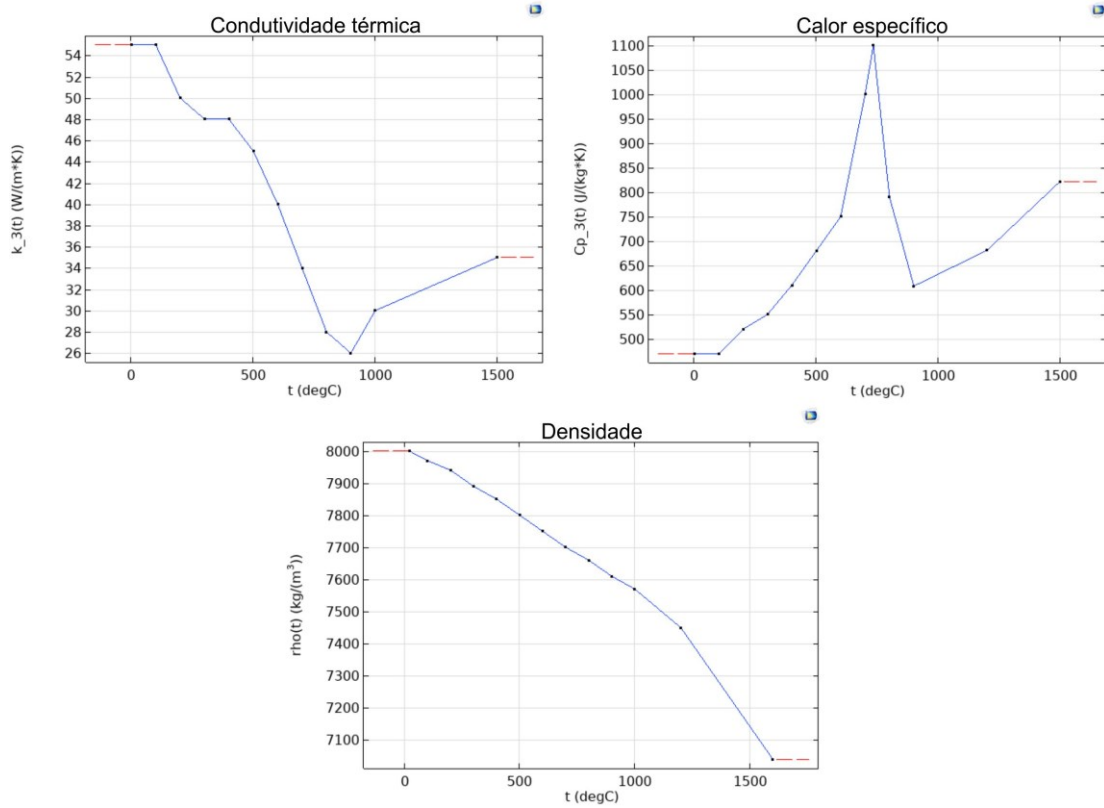


Figura 175. Propriedades termofísicas em função da temperatura utilizadas para os domínios de aço carbono na simulação em MEF.

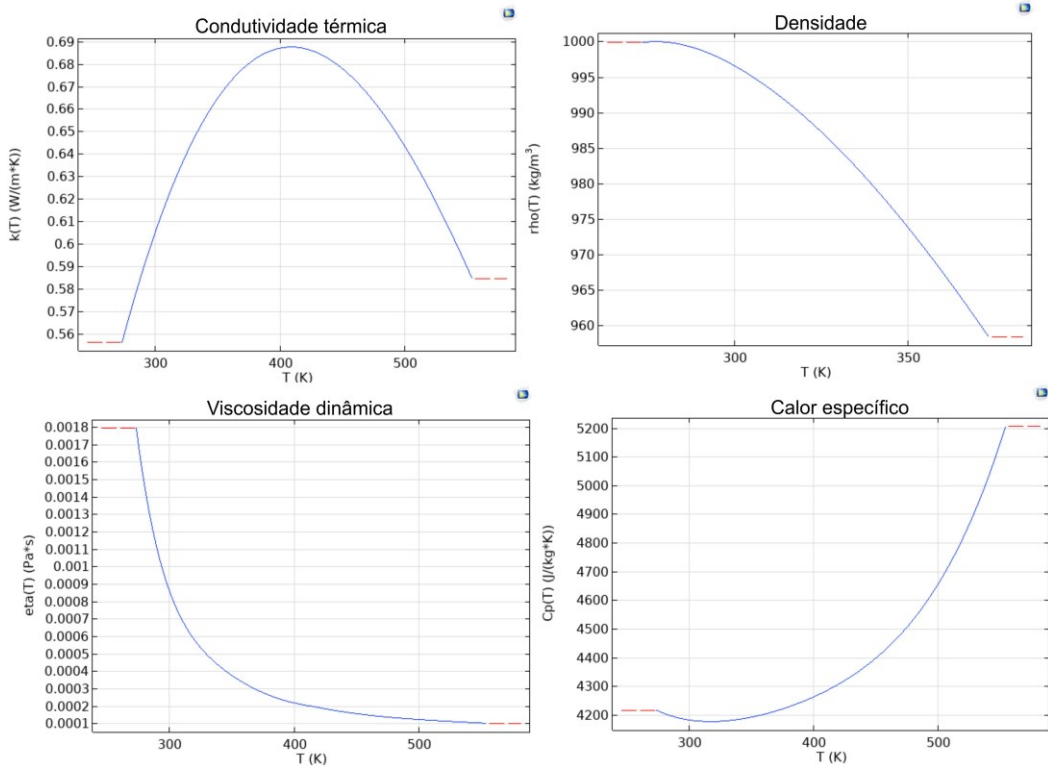


Figura 176. Propriedades físicas da água aplicadas na simulação em MEF.

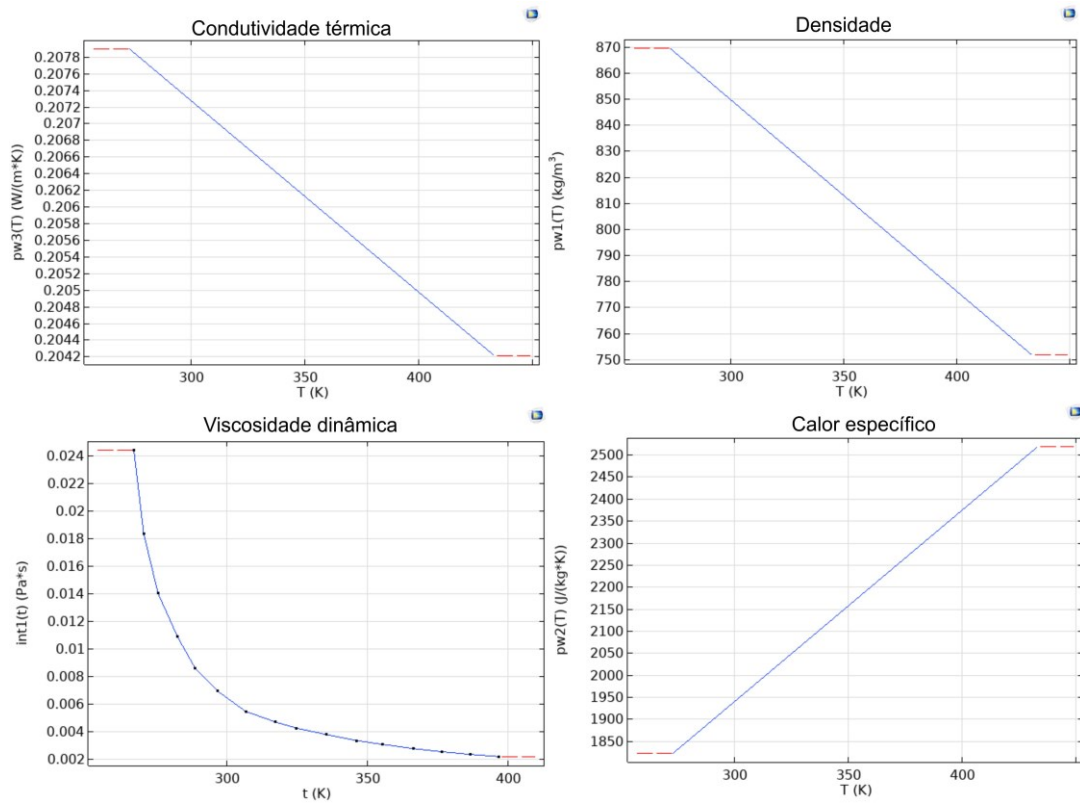


Figura 177. Propriedades físicas do óleo cru (*crude oil*) aplicadas na simulação em MEF.