



UNIVERSIDADE FEDERAL DE SANTA CATARINA
CAMPUS TRINDADE
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA

RODRIGO RODRIGUES NOGUEIRA

**AVALIAÇÃO DA TÉCNICA DE AQUECIMENTO INDUTIVO APLICADA À
SOLDAGEM DE DUTOS EM OPERAÇÃO UTILIZANDO O PROCESSO MIG/MAG**

FLORIANÓPOLIS

2021

Rodrigo Rodrigues Nogueira

**AVALIAÇÃO DA TÉCNICA DE AQUECIMENTO INDUTIVO APLICADA À
SOLDAGEM DE DUTOS EM OPERAÇÃO UTILIZANDO O PROCESSO MIG/MAG**

Dissertação submetida ao Programa de Pós Graduação em Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Santa Catarina para a obtenção do título de Mestre em Engenharia Mecânica.

Orientador: Prof. Dr. Mateus Barancelli Schwedersky

Coorientador: Prof. Dr. Régis Henrique Gonçalves e Silva

Florianópolis

2021

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

Nogueira, Rodrigo Rodrigues

Avaliação da técnica de aquecimento indutivo aplicada à soldagem de dutos em operação utilizando o processo MIG/MAG / Rodrigo Rodrigues Nogueira ; orientador, Mateus Barancelli Schwedersky, coorientador, Régis Henrique Gonçalves e Silva, 2021.

181 p.

Dissertação (mestrado) - Universidade Federal de Santa Catarina, Centro Tecnológico, Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, Florianópolis, 2021.

Inclui referências.

1. Engenharia Mecânica. 2. Soldagem mecanizada. 3. Dupla Calha tipo B. 4. Ciclos térmicos. 5. Soldagem MIG/MAG. I. Schwedersky, Mateus Barancelli. II. Silva, Régis Henrique Gonçalves e. III. Universidade Federal de Santa Catarina. Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica. IV. Título.

Rodrigo Rodrigues Nogueira

**Avaliação da técnica de aquecimento indutivo aplicada à soldagem de dutos em
operação utilizando o processo MIG/MAG**

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

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

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

Eng. Giovani Dalpiaz, Dr.
TMEC/PDIDP/CENPES/PETROBRAS

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

Prof. Paulo de Tarso Rocha de Mendonça, Dr. Eng.
Coordenador do Programa

Prof. Mateus Barancelli Schwedersky, Dr. Eng.
Orientador

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

Florianópolis, 02 de março de 2021.

Este trabalho é em memória do meu querido avô, José.

AGRADECIMENTOS

Agradeço aos meus pais, Rosalina e Francisco, pelo apoio e incentivo em todos os momentos até aqui.

Ao orientador Prof. Dr. Mateus Barancelli Schwedersky, muito obrigado pela colaboração, incentivo e conversas produtivas.

Ao co-orientador Prof. Dr. Régis Henrique Gonçalves e Silva, obrigado pela atenção, disponibilidade e confiança.

Aos membros da banca, especialistas da área da soldagem, que aceitaram avaliar este trabalho.

À Petrobras, pelo incentivo à pesquisa e desenvolvimento na ciência.

À CAPES, ao CNPQ e demais agências de fomento do país, pelo apoio aos programas de pós-graduação para realização de pesquisa de excelência.

Ao POSMEC e em nome deste, a todos os ótimos professores do programa.

Ao povo brasileiro por, em forma de impostos, contribuir financeiramente para com a execução deste trabalho.

Aos amigos e companheiros de apartamento Cairo Alcântara e Daniel Galeazzi, muito obrigado pelo apoio e palavras de incentivo.

Ao amigo e companheiro de projeto Kauê Riffel, pelo apoio nos experimentos e no desenvolver deste trabalho.

Ao amigo Cleber Guedes, pelas grandes conversas e pescarias.

A todo o pessoal do LABSOLDA, pela total disponibilidade diante de quaisquer demandas.

Ao pessoal do Caixa, amigos de longa data.

Ao amigo e orientador da graduação Dorgival Albertino, pelo incentivo na busca pela excelência, pela parceria na produção científica e pelos bons treinos de Jiu-Jitsu.

A todos os amigos que de alguma forma ajudaram na construção deste trabalho.

HAPPINESS ONLY REAL WHEN SHARED (SUPERTRAMP, 1992)

RESUMO

As dutovias representam a maneira mais eficiente de transporte e movimentação de petróleo e combustível. Esforços têm sido empreendidos no sentido da pesquisa e desenvolvimento de procedimentos para reparos de dutos de forma a realizá-los com o mesmo em operação, sem redução ou interrupção do fluxo de combustíveis, evitando a parada do abastecimento e as perdas de produção. De forma a auxiliar a realização da soldagem em uma situação onde são experimentadas altas taxas de resfriamento oriundas do fluxo interno de fluido, desenvolveu-se neste trabalho o estudo e a aplicação da técnica de aquecimento por indução, técnica a qual se apresenta como alternativa para tornar o processo de reparo mais seguro. Dentro deste cenário, foi proposto o estudo da técnica de aquecimento por indução utilizando a fonte comercial comumente utilizada para tal aplicação. Foram testadas bobinas flexíveis compostas por diferentes números de espiras montadas em torno do tubo, e levantadas informações de níveis de aquecimento por indução em regiões passíveis de aplicação de procedimentos de soldagem. Para simular as condições de dutos em operação utilizou-se água com diferentes níveis de vazão. No que concerne à pesquisa da prática da soldagem semi-automatizada, sucedeu-se o estudo sobre a aplicação de duas variantes do processo MIG/MAG para soldagem de calhas do tipo Dupla Calha Tipo B. Realizou-se a parametrização e análise do MIG/MAG Pulsado (MIG/MAG – P) e do MIG/MAG Pulsado com Corrente Alternada (MIG/MAG – PCA) para aplicação de forma a manter os parâmetros constantes em todas as posições de soldagem, garantindo assim a robustez do processo e a capacidade deste de absorver situações comumente enfrentadas, como travamento de arame e junta com diferentes *gaps*. Como estas variantes possuem diferentes características de aporte térmico realizou-se a medição e a comparação entre os ciclos térmicos oriundos das soldagens com estes procedimentos. Dadas as distintas dinâmicas de fusão, comportamento do arco e transferência metálica destas variantes, foram feitas filmagens de alta velocidade para estudo e constatação da estabilidade dos processos. O estudo dos ciclos térmicos dos procedimentos de soldagem realizados nas diferentes condições de aquecimento por indução do tubo e da calha baseou-se no levantamento e comparação dos tempos de resfriamento $t_{800-500}$ e $t_{250-100}$, os quais apresentaram aumento significativo com a utilização do aquecimento por indução. Estes indicadores estão presentes na literatura como forma de avaliação das taxas de resfriamento, elaboração de métodos de predição de dureza da Zona Afetada pelo Calor (ZAC) e indicadores que influenciam na ocorrência de Trincas induzidas por Hidrogênio (TIH). Foram realizados testes de dureza, dobramento e macrografias nas soldas realizadas, onde verificou-se influência do aquecimento por indução em diferentes condições sobre as características dos cordões e sobre a ocorrência de trincas. Na análise dos dados de dureza obtidos experimentalmente foi notada redução desta propriedade de acordo com o aumento dos tempos de resfriamento. Por fim, os resultados empíricos de dureza foram comparados com os resultados oriundos dos métodos analíticos de predição de dureza utilizados, onde os resultados se aproximaram mais significativamente do modelo baseado em tempos de resfriamento similares aos obtidos.

Palavras-chave: Soldagem mecanizada. Dupla Calha tipo B. Ciclos térmicos. Soldagem MIG/MAG. Tempo de resfriamento.

ABSTRACT

Pipelines represent the most efficient way of transporting and moving oil and fuel. Efforts have been made to research and develop procedures for repairing pipelines in order to carry them out with the pipe in operation, without reducing or interrupting the flow of fuels, avoiding supply interruption and production losses. In order to help the welding in a situation where high cooling rates from the internal fluid flow are experienced, the study and the application of the induction heating technique were carried out. Within this scenario, this work proposed the study of the induction heating technique using the commercial power source commonly used for such application. Flexible coils composed of different numbers of turns mounted around the tube were tested. Information on induction heating levels in regions subject to the application of welding procedures was collected. To simulate the operating conditions, water with different flow levels was used. With regard to research into the practice of semi-automated welding, the study on the application of two variants of the MIG / MAG process was followed to weld Type-B full encirclement repair sleeve. Parameterization and analysis of the Pulsed MIG / MAG (MIG / MAG - P) and Pulsed MIG / MAG with Alternating Current (MIG / MAG - PCA) were carried out for application in order to maintain constant parameters in all welding positions, thus guaranteeing the robustness of the process and its ability to absorb commonly encountered situations, such as wire locking and joints with different gap's. As these variants have different characteristics of heat input, as well as different powers, a comparison was made between the thermal cycles from the welds with these procedures. In view of the different fusion dynamics, arc behavior and metallic transfer of the MIG/MAG – P and MIG/MAG – PCA variants, high-speed filming was made to study and verify the stability of the processes. The study of the thermal cycles of the welding procedures carried out in the different heating conditions by induction of the tube and the trough was based on the survey and comparison of the cooling times $t_{800-500}$ and $t_{250-100}$, which showed a significant increase with the use of induction heating. These indicators are present in the literature as a way of assessing cooling rates, developing methods to predict the hardness of the Heat-Affected Zone (HAZ) and indicators that influence the occurrence of Hydrogen-induced cracks (HIC). Hardness, bending and macrograph tests were carried out on the welds carried out, where there was an influence of induction heating in different conditions on the characteristics of the weld beads and on the occurrence of hydrogen-induced cracks. The hardness data obtained experimentally, where it was noticed a reduction in the hardness values according to the increase in the cooling times. Finally, the empirical hardness results were compared with the results from the analytical hardness prediction methods used, where the results were more significantly closer to the model based on cooling times similar to those obtained.

Keywords: Semi-automated welding. Type-B full encirclement repair sleeve. Thermal cycles. MIG / MAG welding. Cooling time.

LISTA DE FIGURAS

Figura 1. Método de utilização de <i>QR Code</i> para acesso à vídeos	19
Figura 2. Posições de soldagem orbital e atuação da gravidade sobre a poça de fusão	20
Figura 3. Reparo utilizando calhas e resina epóxi (<i>grouting</i>) à esquerda, reparos utilizando invólucro compósito à direita	23
Figura 4. Técnica Dupla-Calha tipo B para reparo de tubulações	23
Figura 5. Tempos de resfriamento $t_{800-500}$ de tubo de 4,8 mm em função do aporte térmico para diferentes fluidos	25
Figura 6. Tempos de resfriamento $t_{800-500}$ de tubo de 6,4 mm de espessura em função do aporte térmico para diferentes fluidos	25
Figura 7. Bancada utilizada para simulação de soldagem de calhas em dutos em operação ...	26
Figura 8. Trincas induzidas por hidrogênio segregado.....	30
Figura 9. Manta de aquecimento por resistência com blocos cerâmicos.....	34
Figura 10. Bobinas localizadas próximas à junta a ser soldada.....	36
Figura 11. Junta sendo soldada assistida de pré-aquecimento por indução.....	37
Figura 12. Soldagem <i>HiDep</i> em chapa 5/8” de <i>Marine Steel</i> , junta de topo com <i>gap</i> 1/8”	38
Figura 13. Aquecimento indutivo em soldagem. Em a) e b) Soldagem <i>LASER</i> assistida por pré e pós-aquecimento; c) Esquema de junta V aquecida por indução	39
Figura 14. Indutor rolante <i>Miller™ ProHeat Rolling Inductor</i>	40
Figura 15. Esquema de campo magnético gerado por bobina de 7 espiras sobre tubo	42
Figura 16. Vistas externa (esquerda) e interna (direita) de um tubo aquecido por indução	43
Figura 17. Nomograma para determinação da profundidade de penetração	53
Figura 18. Forma de onda de corrente do tipo pulsada retangular	55
Figura 19. (a) Aspecto superficial do cordão de solda realizado no modo curto-circuito; b) macrografia correspondente a (a); c) aspecto superficial do cordão de solda realizado no modo pulsado; d) macrografia correspondente a (c).	56
Figura 20. Fenômeno da escala do arco na polaridade negativa e formação de pontos de emissão de elétrons na extensão do eletrodo	59
Figura 21. Esquema da forma de onda de corrente pulsada com polaridade negativa e áreas positiva e negativa para determinação do %EN	60
Figura 22. Onda de corrente com pulso e base tanto em polaridade positiva quanto em polaridade negativa.....	61

Figura 23. Fonte Miller™ e Sistema de aquisição de temperaturas Eurotherm™.....	62
Figura 24. Tubo sendo aquecido por indução utilizando a fonte Miller <i>Pro Heat</i> 35kW	64
Figura 25. Elementos de composição da bancada sendo a) <i>chiller</i> b) inversor de frequência c) caixa d'água, bomba e rotâmetro d) vista frontal da bancada	65
Figura 26. Flanges de vedação removível (esquerda) e respiro instalado (direita).	66
Figura 27. Bancada para ensaios inclinada 45°	66
Figura 28. Dupla Calha posicionada sobre o tubo	67
Figura 29. Fonte de soldagem multiprocessos IMC DigiPLUS A7 AC3C	67
Figura 30. Manipuladores Motoman UP6 (à esquerda) e EngeMOVI (à direita)	68
Figura 31. Sistema de Aquisição de Temperatura SAT	69
Figura 32. Câmeras FLIR SC7200 F/3 (à esquerda) e FLIR T1030sc (à direita)	69
Figura 33. Câmera de filmagem em alta velocidade IDT Y4-D2	71
Figura 34. Fluxograma da sequência de ensaios realizadas durante o estudo	72
Figura 35. Em a) Bancada de ensaios para aquecimento indutivo; b) Esquema da largura das bobinas e posição dos termopares na peça com 3 espiras azul, 7 espiras amarelo e 15 espiras vermelho	74
Figura 36. Setup das configurações de bobinas utilizadas nos ensaios. Em a) 1 bobina 15 espiras; b) 1 bobina 7 espiras; c) 1 bobina 3 espiras	75
Figura 37. Esquema de disposição dos termopares no segundo ensaio.....	75
Figura 38. Esquema da medição de corrente e tensão na fonte Miller <i>Pro Heat</i> 35 kW	76
Figura 39. Bancada com circuito de água com 7 espiras (à esquerda) e 3 espiras (à direita) ..	77
Figura 40. Esquema da bancada inclinada para estudo de aquecimento por indução	77
Figura 41. Bancada inclinada 45°	78
Figura 42. Bancada de teste para qualificação de soldador e procedimentos de soldagem em operação. (Adaptado de API 1104, 1999)	79
Figura 43. Oscilograma do processo MIG/MAG Pulsado	81
Figura 44. Oscilograma MIG/MAG-PCA	83
Figura 45. Junta de filete para parametrização do processo de soldagem.....	83
Figura 46. Esquema da bancada horizontal com setup de bobina para ensaio de soldagem....	84
Figura 47. Bancada horizontal com setup para realização dos ensaios de soldagem.....	84
Figura 48. Esquema do <i>setup</i> de aquecimento por indução da calha e do tubo em bancada inclinada	85

Figura 49. Bancada inclinada com duas bobinas de aquecimento posicionadas (à esquerda) e bocal <i>narrow gap</i> posicionado para soldagem (à direita).....	86
Figura 50. Esquema da disposição de termopares para aquisição do ciclo térmico	87
Figura 51. Dupla calha posicionada para soldagem e disposição de termopares para aquisição do ciclo termico	87
Figura 52. Determinação do formato da poça de fusão via filmagem e análise visual	89
Figura 53. Método de medição da temperatura da solda realizada onde as setas apontam os pontos de aquisição 1, 2 e 3	89
Figura 54. Curvas de temperaturas obtidas para calibração	90
Figura 55. Curva $t_{800-500}$ para calibração da emissividade ε	91
Figura 56. Macrografia segundo a norma API 1104 – Anexo B.....	92
Figura 57. Preparação dos corpos de prova para dobramento de face	93
Figura 58. Esquema da matriz gabarito indicada para realização do ensaio de dobramento ...	93
Figura 59. Disposição de termopares em relação às bobinas utilizadas em testes iniciais realizados com 3, 7 e 15 espiras	95
Figura 60. Temperaturas medidas utilizando bobina de 15 espiras.....	96
Figura 61. Temperaturas medidas utilizando bobina de 7 espiras.....	96
Figura 62. Temperaturas medidas utilizando bobina de 3 espiras.....	96
Figura 63. Corrente e tensão instantâneas na etapa de aquecimento – 15 espiras.....	99
Figura 64. Corrente e tensão instantâneas no <i>Soak time</i> – 15 espiras	100
Figura 65. Corrente e tensão instantâneas na etapa de aquecimento – 7 espiras.....	100
Figura 66. Corrente e tensão instantâneas no <i>Soak time</i> – 7 espiras	100
Figura 67. Corrente e tensão instantâneas na etapa de aquecimento – 3 espiras.....	101
Figura 68. Corrente e tensão instantâneas no <i>Soak time</i> – 3 espiras	101
Figura 69. Esquema da disposição dos termopares na série de ensaios para avaliação dos níveis de aquecimento fora da bobina.....	103
Figura 70. Termografia a partir do fim da bobina nos ensaios com tubo seco em diferentes montagens. Em a) 3 espiras; b) 7 espiras; c) 15 espiras	104
Figura 71. Ensaio de aquecimento por indução em bancada com fluxo de água	106
Figura 72. Ciclo térmico de aquecimento com bobina de 3 espiras com vazão de 50l/min...	107
Figura 73. Ciclo térmico de aquecimento com bobina de 3 espiras com vazão de 200l/min.	107
Figura 74. Ciclo térmico de aquecimento com bobina de 7 espiras com vazão de 50l/min...	108
Figura 75. Ciclo térmico de aquecimento com bobina de 7 espiras com vazão de 200l/min..	108

Figura 76. Termografias dos ensaios com água em diferentes vazões. Em a) 7 espiras e 50 l/min; b) 7 espiras e 200 l/min; c) 3 espiras e 50 l/min; d) 3 espiras e 200 l/min	110
Figura 77. Velocidades (m/s) e direções de recirculação do fluido na bancada utilizada para experimentos.....	111
Figura 78. Filmagem termográfica do tubo inclinado transportando 50l/min sendo aquecido por indução utilizando bobina de 7 de espiras	114
Figura 79. Filmagem termográfica do tubo inclinado transportando 200l/min sendo aquecido por indução utilizando bobina de 7 espiras	114
Figura 80. Estratégia de disposição de termopares utilizada nos experimentos em bancada inclinada	115
Figura 81. Temperaturas de aquecimento em bancada inclinada transportando 50l/min	115
Figura 82. Temperaturas de aquecimento em bancada inclinada transportando 200l/min	116
Figura 83. Oscilograma da variante MIG/MAG Pulsado.....	118
Figura 84. Filmagem em alta velocidade da variante MIG/MAG Pulsado	119
Figura 85. Formato de onda do MIG/MAG – PCA.....	120
Figura 86. Oscilograma do MIG/MAG - PCA com %EN de 44,4.....	122
Figura 87. Filmagem de alta velocidade do MIG/MAG – PCA.....	123
Figura 88. Configuração do aquecimento da calha em bancada horizontal para soldagem...	124
Figura 89. Soldagem orbital da dupla-calha utilizando o processo MIG/MAG Pulsado, da esquerda para a direita: 1º, 2º e 3º passe.....	125
Figura 90. Macrografia da junta soldada utilizando o processo MIG/MAG P sem pré-aquecimento.....	126
Figura 91. Soldagem orbital da dupla-calha utilizando o processo MIG/MAG Pulsado assistido pelo aquecimento por indução da calha, da esquerda para a direita: 1º, 2º e 3º passes.....	127
Figura 92. Macrografia da junta soldada utilizando o processo MIG/MAG P assistido pelo aquecimento por indução da calha.....	128
Figura 93. Soldagem orbital da dupla-calha utilizando o processo MIG/MAG – PCA. Da esquerda para a direita: 1º, 2º e 3º passes	129
Figura 94. Macrografia da junta soldada utilizando o processo MIG/MAG – PCA.....	130
Figura 95. Soldagem orbital da dupla-calha aquecida por indução utilizando o processo MIG/MAG – PCA. Da esquerda para a direita: 1º, 2º e 3º passes	131
Figura 96. Macrografia da junta soldada utilizando o processo MIG/MAG – PCA assistido de pré-aquecimento por indução	131

Figura 97. Tubo e calha aquecidos por indução utilizando duas bobinas de 5 espiras	133
Figura 98. Bancada inclinada com a calha posicionada (à esquerda) e posteriormente com duas bobinas de aquecimento posicionadas (à direita)	133
Figura 99. Soldagem orbital da dupla-calha pré-aquecida por indução em bancada inclinada utilizando o processo MIG/MAG – P. Da esquerda para a direita: primeiro, segundo e terceiro passes.	134
Figura 100. Macrografia da junta soldada utilizando o processo MIG/MAG – P assistido de pré-aquecimento por indução em bancada inclinada	135
Figura 101. Soldagem orbital da dupla-calha pré-aquecida por indução em bancada inclinada utilizando o processo MIG/MAG – PCA. Da esquerda para a direita: primeiro, segundo e terceiro passe	137
Figura 102. Macrografia da junta soldada utilizando o processo MIG/MAG – PCA assistido de pré-aquecimento por indução em bancada inclinada.....	138
Figura 103. Regiões para retiradas de corpos de prova de Dupla Calha tipo B soldada.	139
Figura 104. Macrografias em detalhe das juntas soldadas	140
Figura 105. Medições realizadas nas macrografias	140
Figura 106. Tempos de resfriamento $t_{800-500}$ da variante MIG/MAG – P aplicada nas diferentes condições de aquecimento por indução	143
Figura 107. Tempos de resfriamento $t_{250-100}$ da variante MIG/MAG – P aplicada nas diferentes condições de aquecimento por indução	144
Figura 108. Tempos de resfriamento $t_{800-500}$ da variante MIG/MAG – PCA aplicada nas diferentes condições de aquecimento por indução	145
Figura 109. Tempos de resfriamento $t_{250-100}$ da variante MIG/MAG – PCA aplicada nas diferentes condições de aquecimento por indução	146
Figura 110. Medição de microdureza HV2 inicial realizada sobre o tubo	147
Figura 111. <i>Layout</i> usado para realização de ensaio de dureza HV2	148
Figura 112. Região de medição de dureza da ZAC GG	148
Figura 113. Gráfico de valores de dureza das calhas soldadas utilizando a variante Pulsado	150
Figura 114. Microtrincas em indentação na amostra soldada com a variante PCA sem aquecimento por indução.....	151
Figura 115. Valores de dureza das amostras soldadas com o MIG/MAG PCA'	152
Figura 116. Dados experimentais de dureza obtidos para com ambas as variantes de soldagem	152

Figura 117. CP de dobramento de face do Pulsado sem aquecimento por indução	156
Figura 118. CP de dobramento de face do Pulsado com aquecimento da calha por indução	157
Figura 119. CP de dobramento de face do Pulsado com pré-aquecimento da calha e aquecimento do tubo por indução	157
Figura 120. CP de dobramento de face do Pulsado CA sem aquecimento por indução	158
Figura 121. CP de dobramento de face do Pulsado CA com aquecimento da calha por indução	159
Figura 122. CP de dobramento de face do Pulsado com pré-aquecimento da calha e aquecimento do tubo por indução	160

LISTA DE TABELAS

Tabela 1. Espessuras mínimas para soldagem segundo a norma Petrobras N-2163	22
Tabela 2. Escala de hidrogênio difusível para os principais processos de soldagem a arco	30
Tabela 3. Parâmetros de saída da fonte Miller® ProHeat 35 dupla saída refrigerada a água ..	63
Tabela 4. Composição química do tubo API 5L Grade B utilizado para ensaios	64
Tabela 5. Especificações técnicas das câmeras utilizadas	70
Tabela 6. Principais informações técnicas da câmera IDT Y4-S2	71
Tabela 7. Ensaios com diferentes configurações de bobina	73
Tabela 8. Parâmetros de soldagem para os 3 passes com processo MIG/MAG – P	81
Tabela 9. Parâmetros de soldagem com o MIG/MAG – PCA	82
Tabela 10. Parâmetros elétricos durante a etapa de aquecimento até temperatura pré-definida	97
Tabela 11. Parâmetros elétricos durante a etapa de <i>Soak time</i>	97
Tabela 12. Dados dos oscilogramas – bobina de 15 espiras em aquecimento e em <i>Soak time</i>	102
Tabela 13. Temperaturas aquisitadas a partir dos ensaios em tubo seco.....	103
Tabela 14. Valores de vazão para cada configuração de bobina	105
Tabela 15. Dados utilizados para cálculo da velocidade e Reynolds	106
Tabela 16. Temperatura medida pelos termopares após 20 minutos em etapa de aquecimento	109
Tabela 17. Valores de vazão para cada configuração de bobina	113
Tabela 18. Temperaturas máximas obtidas nos diferentes pontos do tubo e com diferentes valores de vazão interna em bancada inclinada após regime	116
Tabela 19. Comparação entre as temperaturas de aquecimento utilizando vazões de 50 e 200l/min.....	117
Tabela 20. Parâmetros utilizados e calculados para configuração do MIG/MAG – PCA	122
Tabela 21. Tempos de resfriamento do MIG/MAG – P sem aquecimento da calha por indução	127
Tabela 22. Tempos de resfriamento do MIG/MAG – P com aquecimento da calha por indução	128
Tabela 23. Tempos de resfriamento do MIG/MAG – PCA sem aquecimento da calha por indução	130

Tabela 24. Tempos de resfriamento do MIG/MAG – PCA com aquecimento da calha por indução a 400°C	132
Tabela 25. Tempos de resfriamento do MIG/MAG – P em bancada inclinada	136
Tabela 26. Tempos de resfriamento do MIG/MAG – PCA em bancada inclinada.....	138
Tabela 27. Principais dados morfológicos medidos dos passes de solda realizados.....	141
Tabela 28. Tempos de resfriamento das variantes MIG/MAG utilizadas sem aquecimento por indução	142
Tabela 29. Tempos de resfriamento $t_{800-500}$ $t_{250-100}$ e das variantes MIG/MAG – P e MIG/MAG – PCA assistidas de aquecimento por indução da calha e do tubo	146
Tabela 30. Dureza HV ₂ da ZAC GG de todos corpos de prova soldados	149
Tabela 31. Dureza HV _{max} - Equação de Yurioka	153
Tabela 32. Valores de Carbono Equivalente calculados	153
Tabela 33. Dureza HV - Equação de Nolan	154

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

MIG *Metal Inert Gas*

MAG *Metal Active Gas*

MIG/MAG – P Variante MIG/MAG Pulsado

MIG/MAG – PCA Variante MIG/MAG Pulsado com Corrente Alternada

ZAC Zona Afetada pelo Calor

TIH Trinca Induzida por Hidrogênio

TAI Técnica de Aquecimento Indutivo

QR Code *Quick Response Code*

$t_{800-500}$ Tempo de resfriamento entre 800 °C e 500 °C

$t_{250-100}$ Tempo de resfriamento entre 250°C e 100°C

HV_{max} Dureza da ZAC pelo método de Yurioka

PRCI *Pipeline Research Council International*

API *American Petroleum Institute*

CE Carbono equivalente

P_{cm} Parâmetro de metal crítico

HDC Hidrogênio difusível contido

ε força eletromotriz

Φ_B densidade fluxo magnético

μ_0 permeabilidade magnética do ar ou vácuo

μ_r permeabilidade relativa do núcleo da bobina

N número de espiras

I_{ef} Corrente eficaz ou corrente na bobina

l comprimento da bobina

$\vec{\partial\Phi_B}$ Vetor diferencial da densidade de fluxo magnético

$\vec{\partial l}$ Tamanho diferencial da bobina

$\hat{r}$ Vetor unitário de Biot-Savart

r raio da bobina

I corrente

L_0 Indutância para bobinas curtas

k_n Fator de correção de Nagaoka para bobinas curtas

A Área da seção transversal da bobina

I_{ef} Corrente eficaz ou corrente na bobina
 D_B Diâmetro da bobina
 δ_B Profundidade de penetração eletromagnética da bobina;
 l_B Tamanho (largura) da bobina
 U_L tensão instantânea na bobina
 L indutância da bobina
 Z impedância do circuito indutivo
 R resistência do circuito indutivo
 X reatância do circuito indutivo
 j unidade imaginária
 $P_{aparente}$ Potência aparente
 P_{ativa} Potência ativa
 $P_{reativa}$ Potência reativa
 U_{ef} Tensão eficaz na bobina
 I_{ef} Corrente eficaz na bobina
 φ Ângulo de defasagem ou ângulo de fase ou ângulo fasor
VA Volt-Ampère
VAR Volt-Ampère reativo
CC Corrente contínua
RMS *Root Mean Square*
 P_p Potência no primário
 P_s Potência no secundário
 δ Profundidade de penetração da corrente
 f Frequência
 μ Permeabilidade magnética do material aquecido
 ρ Resistividade da peça de trabalho
 H_0 Campo magnético
UGPP Uma Gota Por Pulso
 CC^+ Corrente contínua em polaridade positiva
 V_s Velocidade de soldagem
 I_p Corrente de pulso
 I_b Corrente de base
 t_p Tempo de pulso

t_b Tempo de base

T Período

I_m Corrente média

%EN Porcentagem de eletrodo em polaridade negativa

V_{aP} Velocidade de arame em polaridade positiva

k_p Razão entre a velocidade de arame e a corrente média nesta polaridade ou coeficiente angular da curva I_{mP} vs V_{aP}

I_{mP} Corrente média em polaridade positiva

V_{aN} Velocidade de arame em polaridade negativa

k_N Razão entre a velocidade de arame e a corrente média nesta polaridade ou coeficiente angular da curva I_N vs V_{aN}

I_N Corrente em polaridade negativa

d_g Diâmetro da gota

d_e Diâmetro do arame eletrodo

A_p Área abaixo da curva de corrente em polaridade positiva

A_N Área abaixo da curva de corrente em polaridade negativa

FPS *Frames per second*

SAP Sistema de Aquisição Portátil

SAT Sistema de Aquisição de Temperatura

HV Dureza Vickers

HV_{max} Dureza Vickers máxima

SUMÁRIO

1	INTRODUÇÃO	15
1.1	OBJETIVOS.....	17
1.1.1	Objetivo geral	17
1.1.2	Objetivos específicos.....	18
1.2	SUBSÍDIO PARA LEITURA.....	19
2	REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	20
2.1	SOLDAGEM PARA REPARO DE TUBULAÇÕES	20
2.2	AQUECIMENTO POR INDUÇÃO	36
2.2.1	Teoria do aquecimento por indução eletromagnética.....	41
2.3	MIG/MAG PARA REPARO DE DUTOS DE FORMA MECANIZADA	54
2.3.1	MIG/MAG Pulsado (MIG/MAG – P).....	55
2.3.2	MIG/MAG Pulsado com Corrente Alternada (MIG/MAG – PCA).....	58
3	MATERIAIS E MÉTODOS.....	62
3.1	MATERIAIS	62
3.2	MÉTODOS.....	72
3.2.1	Aquecimento por indução.....	73
3.2.2	Variantes MIG/MAG aplicadas e ensaios realizados.....	80
4	RESULTADOS E DISCUSSÕES	94
4.1	AQUECIMENTO POR INDUÇÃO	95
4.1.1	Estudo da fonte e ensaios iniciais	95
4.1.2	Ensaio em bancada horizontal com tubo seco.....	102
4.1.3	Ensaio em bancada horizontal com circuito de água circulante	105
4.1.4	Ensaio com bancada inclinada 45°.....	113
4.2	SOLDAGEM.....	118
4.2.1	Soldagem em bancada horizontal	124
4.2.1.1	MIG/MAG Pulsado.....	125

4.2.1.2	<i>MIG/MAG Pulsado com corrente alternada</i>	129
4.2.2	Soldagem em bancada inclinada	132
4.2.2.1	<i>MIG/MAG Pulsado</i>	134
4.2.2.2	<i>MIG/MAG Pulsado com corrente alternada</i>	137
4.2.3	Análise e comparação dos resultados de soldagem	139
4.2.3.1	<i>Macrografias</i>	139
4.2.3.2	<i>Tempos de resfriamento</i>	142
4.2.3.3	<i>Dureza</i>	147
4.2.3.4	<i>Testes de dobramento de face – Face bend test</i>	156
5	CONCLUSÕES	162
6	SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS	169
7	REFERÊNCIAS	171
8	ANEXOS	181
8.1	ANEXO A – Dados do tubo API 5L Grade B	181

1 INTRODUÇÃO

O cenário atual e as previsões do setor petrolífero são animadores quando se trata de descobertas recentes e exploração, e desafiadores quando se aborda questões operacionais e produtivas. Descobertas nos campos petrolíferos *off-shore* Liza e Mero em 2019 na Guiana (O PETRÓLEO, 2019), assim como em águas profundas na África e na Ásia-Pacífico (HALLIBURTON, 2019) são indícios de que a busca por essa matéria-prima e a evolução na exploração desta são constantes, tratando isto como uma “nova era”. No Brasil, a Petrobras vem atuando no pré-sal nos campos Lula e Iracema Sul, com produção cada vez mais rápida, atingindo em 2018 a marca de 1,5 milhão de barris por dia (PETROBRAS, 2018).

Tais empresas vêm operando na vanguarda não só de métodos e técnicas de exploração inovadoras, mas do sistema produtivo como um todo. O *Petrobras Rota 3 pipeline* é um exemplo do investimento no sistema de transporte do petróleo/gás oriundo do pré-sal. A dutovia será composta de 297 km, representando assim, em 2018, a maior e o mais profundo projeto de uma única seção de pipeline realizado no Brasil, utilizando 100% de pessoal local para o projeto (HALLIBURTON, 2016) (WORLD PIPELINES, 2018).

Segundo a Transpetro, a Petrobras em 2020 opera uma malha dutoviária de mais de 14 mil km, a qual se divide em dutos para transporte e movimentação de gás natural e óleos. Uma vez em operação, estes dutos são passíveis de reparos para manutenção, os quais tem como agentes causadores a corrosão à qual estes estão submetidos (PETROBRAS, 2019).

Além do fator natural, existe uma demanda crescente pela execução de reparos em dutovias devido a vandalismos realizados no sentido de furto e tentativas de furto de combustíveis. Estas ocorrências sofreram um aumento de 72 ocorrências em 2016, para 261 em 2018, um crescimento de mais de 250%. Esse aumento motivou a iniciativa da Transpetro, subsidiária responsável pelo transporte de petróleo e derivados, a criar a campanha “Juntos contra o roubo nos dutos” por meio do Programa Integrado Petrobras de Proteção de Dutos (Pró-Dutos), para o alerta da população sobre os riscos da prática ilegal e realização de denúncias (PETROBRAS, 2020).

Pensando no desenvolvimento de pesquisas voltadas à manutenção de *pipelines*, este trabalho propõe analisar o desempenho de um sistema de aquecimento indutivo para assistir operações de soldagem de reparo de dutovias em operação, considerando as normas

estabelecidas pelas sociedades e institutos regentes, bem como buscar atingir conceitos e situações aplicáveis em qualificações em bancadas em laboratório e em situação de campo.

O reparo realizado em dutos enquanto os mesmos transportam fluidos é dificultado devido à alta taxa de resfriamento resultante do fluxo dentro da tubulação, apresentando riscos de geração de trincas a frio, e resultando muitas vezes em descontinuidades e defeitos que podem vir a comprometer a solda realizada. Desta forma, surge a necessidade da compreensão da influência dos principais parâmetros envolvidos na técnica de aquecimento por indução (configuração de bobinas, potências, corrente, frequência) sobre os níveis de aquecimento resultantes, possibilitando assim a aplicação deste procedimento e do sistema da forma mais adequada e eficiente.

O estudo do impacto da utilização de aquecimento por indução de forma a assistir a soldagem para reparos baseou-se no levantamento e análise dos ciclos térmicos envolvidos nos processos de soldagem circunferencial de calhas em tubo transportando fluido, técnica de reparo esta conhecida por Dupla Calha Tipo B. Essa técnica foi escolhida para o desenvolvimento do estudo devido a criticidade da realização de tais soldas circunferenciais, visto que estas são submetidas à altas taxas de resfriamento. Foram levantados e avaliados indicadores utilizados pela indústria e pela academia para avaliação das taxas de resfriamento e predição de características ligadas ao resfriamento, como dureza e microestrutura formada.

A realização de experimentos em laboratório permite ainda a análise da influência de variáveis como vazão de água dentro do tubo e *setup* experimental da bancada sobre os resultados de soldagem. Além disso, é proposto o estudo da aplicação dos procedimentos soldagem orbital de forma mecanizada¹ de dutos no contexto do projeto *Soldagem em operação com GMAW, FCAW e aquecimento por indução*, desenvolvido no LABSOLDA em parceria com a PETROBRAS®.

¹ É definido por mecanizada o processo no qual são entradas trajetórias a serem seguidas pelo robô/manipulador e ainda há a liberdade da atuação do operador durante a execução do processo. O processo robotizado seria o qual o robô por meio de um sistema adaptativo, como seguimento de junta a *LASER* ou a arco, realizasse as compensações necessárias sem a necessidade da intervenção do operador. O processo automatizado por sua vez seria o processo no qual são entradas trajetórias a serem executadas pelo manipulador e durante a execução desta não é possível a intervenção para alteração pelo operador.

Os procedimentos de soldagem das calhas foram realizados mediante a aplicação de variantes modernas do processo MIG/MAG utilizando um manipulador do tipo robô antropomórfico o qual se desloca sobre um trilho posicionado sobre o tubo a ser reparado. O estudo e desenvolvimento da automação destes processos de soldagem visam aumentar a segurança do operador/soldador, uma vez que este realiza o procedimento posicionado longe da junta.

1.1 OBJETIVOS

Nas seções abaixo estão descritos o objetivo geral e os objetivos específicos.

1.1.1 Objetivo geral

O presente trabalho tem como objetivo geral o estudo do desempenho de um equipamento de aquecimento indutivo utilizado para auxiliar na soldagem para restauração de dutovias. O estudo busca gerar informações técnicas e dar subsídios acerca do funcionamento e da capacidade de aquecimento que a Técnica de Aquecimento Indutivo (TAI) tem em proporcionar o aquecimento de forma a alterar benéficamente o ciclo térmico do processo de soldagem de dutos em operação. Dentre as várias metodologias para reparo de dutovias utilizadas no dia-a-dia da indústria, a técnica objeto deste trabalho trata-se do procedimento que faz o uso de calhas soldadas, denominada como Dupla Calha Tipo B.

1.1.2 Objetivos específicos

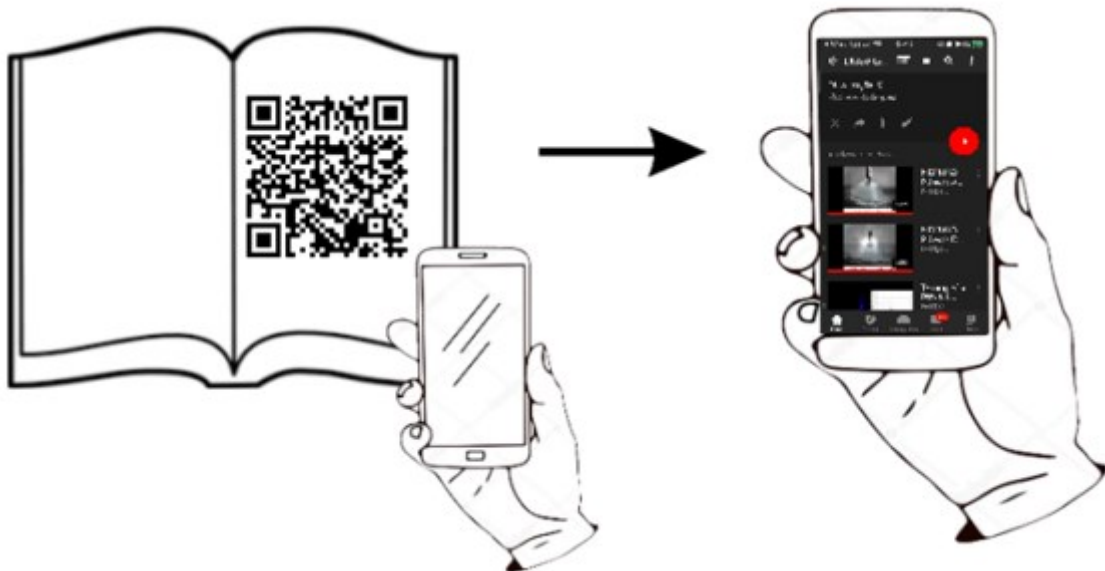
Para a consecução deste objetivo geral, foram vislumbrados os seguintes objetivos específicos:

- Desenvolver bancadas de soldagem para realizar testes de soldagem semi-automatizada de reparo de dutos usando dupla calha tipo B onde seja possível simular a condução de calor por meio da utilização de fluxo de água ajustável dentro do tubo;
- Realizar análise do desempenho do sistema de aquecimento indutivo em modificar o ciclo térmico do processo de soldagem para diferentes vazões de fluido no interior da tubulação.
- Realizar análise do desempenho do sistema de aquecimento indutivo em modificar o ciclo térmico do processo de soldagem considerando diferentes disposições geométricas de instalação do indutor sobre o tubo e sobre a calha;
- Realizar comparação entre as variantes do processo MIG/MAG Pulsado e Pulsado com Corrente Alternada para soldagem orbital mecanizada da junta circunferencial da Dupla Calha tipo B;
- Realizar a análise e a comparação das características e propriedades das soldas realizadas nas diferentes condições, bem como fazer a comparação destes resultados com resultados de métodos de predição utilizados por autores e apresentados na literatura;
- Realizar análise crítica sobre os desafios práticos que envolvem as operações de soldagem da junta circunferencial de Dupla Calha tipo B usando um robô antropomórfico sobre trilhos.

1.2 SUBSÍDIO PARA LEITURA

No sentido de aproximar o leitor dos trabalhos realizados no elaborar da dissertação foram incluídos juntos às imagens obtidas através de filmagens, *QR Codes* dos vídeos de filmagens termográficas e em alta velocidade realizados nos experimentos para análise de dados. Estes vídeos estão disponibilizados nos canais do *YouTube*® do LABSOLDA e do autor e para acessar basta escanear o *QR Code* utilizando a câmera do *Smartphone* ou aplicativo apropriado, conforme ilustrado na Figura 1. Na versão digital deste documento ainda é possível clicar sobre a imagem do *QR code* para que seja redirecionado ao vídeo correspondente.

Figura 1. Método de utilização de *QR Code* para acesso à vídeos



Fonte: O autor

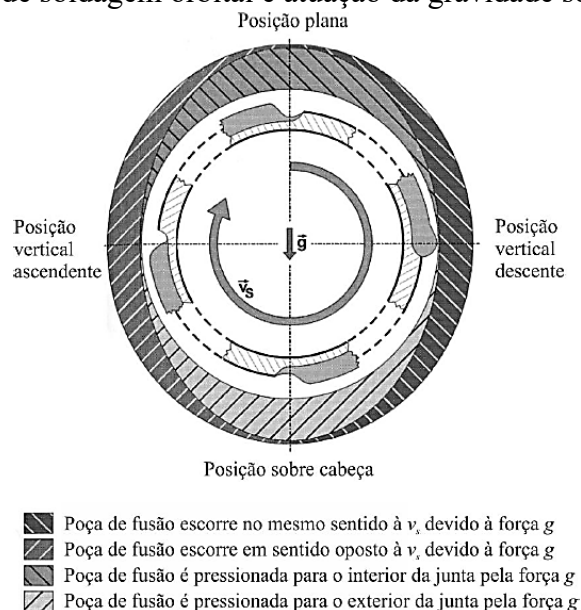
2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

Neste capítulo é apresentada uma revisão do contexto da soldagem de dutos em operação, dos tipos de aquecimento utilizados de forma a assistir estes procedimentos, e as variantes do processo MIG/MAG pesquisadas e aplicadas. Como o foco do trabalho é o aquecimento por indução, é apresentada uma revisão de forma mais profunda sobre este tema.

2.1 SOLDAGEM PARA REPARO DE TUBULAÇÕES

A soldagem de reparo de tubulações, além da deposição direta sobre o tubo, muitas vezes envolve a soldagem de elementos ao tubo, como calhas e abraçadeiras. Nestas situações, a soldagem trata-se soldagem orbital, onde a tocha de soldagem se desloca circundando o tubo. Tal processo exige um conhecimento prático elevado por parte do operador. Devido ao soldador trabalhar a maior parte do tempo numa soldagem fora de posição, é encontrada uma alta dificuldade de manter a repetitividade do processo, sendo isto característico destes procedimentos. A Figura 2 apresenta a variação dos fatores que afetam a configuração da poça de fusão de acordo com a posição da soldagem orbital, onde cada posição apresenta uma peculiaridade em função da ação da força da gravidade.

Figura 2. Posições de soldagem orbital e atuação da gravidade sobre a poça de fusão



Fonte: Adaptado de Magoley (2002)

A mecanização da soldagem busca, dentre outros benefícios, a repetibilidade do processo. Hoje já se encontram disponíveis no mercado manipuladores com diversas configurações (BEESON, 1999) (BLACKMAN e DORLING, 2000) (MAGNATECH, 2018) (SPS, 2020). Robôs antropomórficos e manipuladores com n graus de liberdade de movimentação aparecem como opção a substituição da soldagem manual, possibilitam a soldagem de forma adaptativa à complexidade de determinada situação. Porém, os desafios para realização da prática da soldagem, sem a dependência da destreza do soldador e utilizando manipuladores, ainda são grandes devido à enorme diversidade das situações e ao grande número de variáveis envolvidas na realização da soldagem.

Devido à complexidade do processo de soldagem de reparos como um todo, deve ser feita uma avaliação da real necessidade da intervenção, seguindo normas, como a ASME Manual for Determining the Remaining Strength of Corroded Pipelines B31G (ASME, 1991) e a norma API Fitness-For-Service 579 (ASME, 2016). A Petrobras possui a norma interna Soldagem e Trepanação em Equipamentos, Tubulações e Dutos em Operação N 2163 (PETROBRAS, 2016) que deve ser seguida para consertos em suas tubulações. Além disso, os procedimentos para soldagem realizados pela empresa também seguem, principalmente, as normas API 1104 (AMERICAN PETROLEUM INSTITUTE API, 2001) e ASME PCC-2 (ASME, 2015).

A soldagem realizada com o duto em operação é justificada devido o reparo ser realizado sem perda significativa de produção, sem redução ou paradas de vazão interna do fluido. Alguns pontos surgem como restrições, como a possibilidade de perfuração para baixas espessuras e resfriamento e solidificação rápidos da poça de fusão. Por exemplo, A norma N-2163 faz restrições quanto à soldagem de dutos em operação transportando determinados fluidos e faz ponderações quanto a situações especiais, como em situação de vácuo (PETROBRAS, 2016). A Tabela 1, presente na norma N-2163 F, apresenta espessuras mínimas, fluxos e requisitos para elaboração desse tipo de reparo.

Tabela 1. Espessuras mínimas para soldagem segundo a norma Petrobras N-2163

Espessura mínima (t)	Fluxo de fluido	Requisito Complementar
$t \geq 12,70 \text{ mm}$	Com ou sem	Não há risco de perfuração
$6,35 \text{ mm} < t < 12,70 \text{ mm}$	Com	Avaliar risco de perfuração apenas para amanteigamento e enchimento com metal de solda.
$6,35 \text{ mm} < t < 12,70 \text{ mm}$	Sem	Avaliar risco de perfuração (ver Nota)
$5,00 \text{ mm} < t < 6,35 \text{ mm}$	Com ou sem	Avaliar risco de perfuração (ver Nota) e possibilidade de alteração das condições operacionais
$3,20 \text{ mm} < t < 5,00 \text{ mm}$	Com ou sem	Há risco iminente de perfuração. Avaliar risco de perfuração (ver Nota) e possibilidade de alteração das condições operacionais.

Fonte: Adaptado de PETROBRAS (2016)

As técnicas usadas para execução de reparos são variadas e também são descritas pelas normas. A escolha da técnica se dará de acordo com a necessidade, complexidade do reparo e disponibilidade do procedimento. Os métodos podem envolver a confecção de derivações na linha, além do uso de elementos secundários, como instalação de *fittings*, conectores mecânicos, tampões, chapa de reforço e calhas soldadas ou não no tubo. No sentido de sempre evitar paradas operacionais, o reparo por corte e substituição de dutos (*Segment replacement*) deve ser utilizado somente em casos de avaria grave, corrosão avançada ou perda de estanqueidade (PETROBRAS, 2016).

Uma das técnicas de reparo presentes em campo consiste no envolvimento do duto em meio a duas calhas (ou luvas), soldadas ao redor da região avariada. As calhas são confeccionadas de forma com que não haja folga entre estas e o duto, ainda podendo ser injetado entre estas uma resina epóxi na região (*grouting*). Este tipo de reparo pode ser usado para uma ampla variedade de danos, provendo um reparo permanente, sendo uma técnica bastante consolidada. A Figura 3 apresenta procedimentos de soldagem para reparo de tubulações utilizando diferentes técnicas.

Figura 3. Reparo utilizando calhas e resina epóxi (*grouting*) à esquerda, reparos utilizando invólucro compósito à direita



Fonte: Palmer-Jones *et al.* (2008)

Quando é realizada apenas a soldagem horizontal unindo as calhas, servindo como reforço para a área danificada, a técnica é classificada como Dupla Calha tipo A. Quando também são realizadas duas soldagens circunferenciais, unindo o fim da calha ao duto, o reparo é classificado como Dupla Calha Tipo B, como ilustra a Figura 4. O reparo por Dupla Calha Tipo B e por *grouting* são considerados adequados para reparos de emergência.

Figura 4. Técnica Dupla-Calha tipo B para reparo de tubulações



Fonte: Bruce (2015)

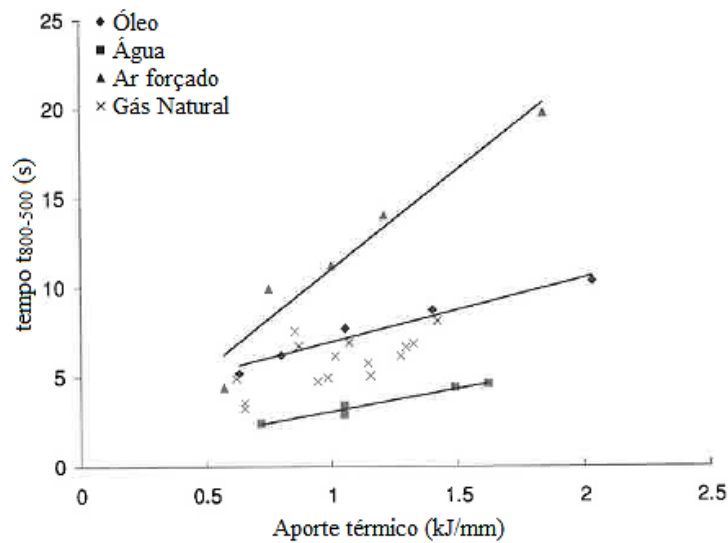
O reparo por instalação da Dupla-Calha Tipo B é adequado para danos como corrosão interna que podem vir a se tornar um vazamento ou um dano que já esteja vazando, como uma perfuração por vandalismo. Além disso, evita interrupções no fluxo produtivo. Porém é considerado uma técnica com risco de acidentes durante o reparo, uma vez que o tubo em operação é aquecido pelo processo de soldagem. Desta forma, se faz necessário um estudo e avaliação das características da avaria e assim a definição da técnica de reparo a ser realizada, como regem as normas.

Quanto maior a pressão de operação do duto, maior será a capacidade do fluido de conduzir o calor oriundo da soldagem, reduzindo assim os riscos de acidentes devidos aquecimento e perfuração. Porém, a realização de reparos em dutos avariados é uma prática com risco elevado para o operador, e uma vez que estes dutos ainda estão em operação, transportando geralmente hidrocarbonetos, gases e combustíveis, este risco se torna ainda maior. Palmer-Jones *et al.* (2008) citam que para reparos com Dupla Calha tipo B e com *Grouting*, que são reparos feitos em tubulações fortemente avariadas (ou com possibilidade de apresentar defeitos severos), a redução da pressão é altamente recomendada de forma a prevenir algum crescimento da avaria.

Do ponto de vista metalúrgico, o fluxo interno dos fluidos em transporte em um duto a ser reparado submete a solda realizada a altas taxas de resfriamento, podendo vir a causar defeitos e/ou descontinuidades na junta soldada como trincas à frio, trincas induzidas por hidrogênio e falta de fusão, além da formação de microestruturas frágeis como bainita e martensita. Desta forma, pesquisas vêm sendo empreendidas no sentido do estudo e levantamento das taxas de resfriamento, e, por consequência, dos tempos de resfriamento envolvidos na prática da soldagem em operação nas mais diversas condições. O tempo de resfriamento da solda realizada em faixas de temperaturas críticas, como entre 800°C e 500°C ($t_{800-500}$), é um dos fatores determinantes para formação da microestrutura do cordão e da zona afetada pelo calor.

Bruce (1994) conduziu experimentos de soldagem no *Edison Welding Institute* (EWI) em uma seção de tubo a qual era artificialmente refrigerada usando uma variedade de fluidos, aplicando diferentes níveis de aporte térmico de soldagem (*heat input*) e utilizando tubos de diferentes espessuras. Os fluidos usados para o arrefecimento interno do tubo de forma artificial consistiram de óleo de motor, água e ar e os tempos de resfriamento $t_{800-500}$ foram adquiridos a partir da realização da solda usando um determinado aporte térmico. Na Figura 5 e na Figura 6 são apresentados os tempos $t_{800-500}$ em função do aporte térmico para diferentes fluidos para tubos de 4,8 e 6,4 mm de espessura, respectivamente.

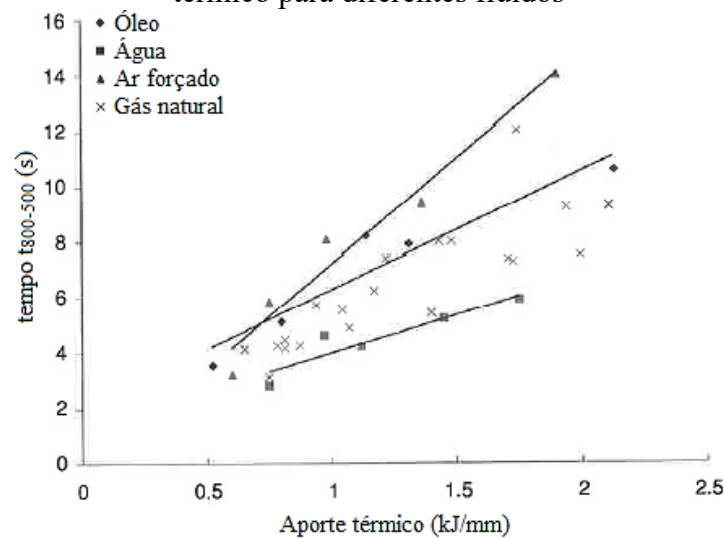
Figura 5. Tempos de resfriamento $t_{800-500}$ de tubo de 4,8 mm em função do aporte térmico para diferentes fluidos



(a) 4.8mm.

Fonte: Adaptado de Bruce (1994)

Figura 6. Tempos de resfriamento $t_{800-500}$ de tubo de 6,4 mm de espessura em função do aporte térmico para diferentes fluidos



(b) 6.4mm.

Fonte: Adaptado de Bruce (1994)

Por meio da análise dos gráficos pode ser observado que utilizando água foram obtidos os menores tempos de resfriamento (ou as maiores taxas de resfriamento) para um dado aporte térmico. A situação onde circula óleo de motor dentro do tubo soldado proporcionou taxas de resfriamento intermediárias entre as apresentadas pela água e pelo ar.

Os tempos $t_{800-500}$ obtidos nos experimentos utilizando gás natural pressurizado apresentaram valores entre os obtidos em ensaios com água e os obtidos dos ensaios com ar. Comparando os resultados em relação à espessura dos tubos, percebe-se que a diferença entre os tempos de resfriamento dos experimentos usando os quatro fluidos foi mais pronunciada na aplicação com menor espessura.

Não são especificados por Bruce (1994) valores de vazão ou velocidade dos fluidos utilizados nestes experimentos. Sabapathy (2002) apresenta coeficientes de transferência de calor para estes fluidos e cita que para atingir as mesmas características de transferência de calor de Metano² a 8MPa e fluindo a 3,2 m/s, ar ambiente e óleo necessitariam de velocidades e vazões impraticáveis em *setups* experimentais, carecendo de uma bomba de alta capacidade e de grandes quantidades de fluido. Já no caso onde é utilizada água como fluido, segundo o autor, valores de velocidades muito baixas, entre 0 e 1 m/s, seriam suficientes.

Os dados apresentados por Bruce (1994) também foram apresentados e utilizados por Sabapathy (2002) em sua pesquisa de taxas de resfriamento de soldas em dutos em operação e elaboração de métodos de predição de taxas de resfriamento baseados em simulação. Este autor simulou a situação de soldagem de calhas em dutos em operação utilizando uma seção de tubo na qual foi fixada internamente outra meia-seção de tubo, funcionando como uma “camisa”. A bancada com termopares para aquisição e calhas posicionadas pode ser vista na Figura 7.

Figura 7. Bancada utilizada para simulação de soldagem de calhas em dutos em operação



Fonte: Sabapathy (2002)

² Segundo Sabapathy (2002) estes valores de velocidade e pressão apresentadas para o Metano são valores típicos apresentados no transporte de tal fluido em *pipelines*.

Entre o tubo e a camisa foi utilizada água para simulação do resfriamento e calhas foram soldadas sobre o tubo de forma manual utilizando eletrodos revestidos ER8018G e ER7016G. O autor cita que como a soldagem é realizada manualmente há uma grande variação do *heat input* de acordo com a posição de soldagem. Além disso, este apresenta que não foi encontrada correlação entre *heat input* e penetração nas soldas realizadas e que a ZAC apresentadas nas soldas realizadas com os diferentes eletrodos e diferentes níveis de aporte térmico não apresentaram variação significativa ou apenas leves variações. O autor ainda conclui que devido às taxas de resfriamento a ZAC resultante deste tipo de solda é bem menor quando comparada à ZACs de deposições de solda em chapas, por exemplo.

Intrínsecamente associado às taxas de resfriamento, o tempo de resfriamento $t_{800-500}$ é assim um indicador muito utilizado no desenvolvimento de modelos de predição de dureza do material soldado. Yurioka (1987) desenvolveu um modelo que se baseia neste indicador e em um conjunto cálculos de carbono equivalente de diferentes materiais soldados para predição da dureza da ZAC.

O método empírico de predição de dureza de Yurioka pode ser aplicado para o caso de aços de construção de dutovias ($C < 0.3\%$, $Ni < 5\%$, $Cr < 1\%$) e é apresentado pela Equação (1).

$$HV_{max} = 442C + 99CE_{II} + 206 + (402C - 90CE_{II} + 80) \times \arctg(x) \quad (1)$$

Onde:

$$x = \frac{\log(t_{800-500}) - 2,30CE_I - 1,35CE_{III} + 0,882}{1,15CE_I - 0,673CE_{III} - 0,601} \quad (2)$$

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

$$CE_{II} = C + \frac{Si}{24} + \frac{Mn}{5} + \frac{Cu}{10} + \frac{Ni}{18} + \frac{Cr}{5} + \frac{Mo}{2,5} + \frac{V}{5} + \frac{Nb}{3} \quad (4)$$

$$CE_{III} = C + \frac{Mn}{3,6} + \frac{Cu}{20} + \frac{Ni}{9} + \frac{Cr}{5} + \frac{Mo}{4} \quad (5)$$

³ ΔH é um termo inserido para tomar em conta o forte efeito de endurecimento proporcionado pelo boro, onde: $\Delta H = 0$ quando $B \leq 1\text{ppm}$; $\Delta H = 1,5(0,002 - N)$ quando $B \leq 2\text{ ppm}$; $\Delta H = 3,0(0,002 - N)$ quando $B \leq 3\text{ ppm}$ e $\Delta H = 4,5(0,002 - N)$ quando $B \geq 4\text{ ppm}$.

O modelo apresentado por Yurioka foi desenvolvido usando materiais com uma ampla gama de composições, além de taxas de resfriamento com $t_{800-500}$ de 3s a 100s. Este método é vastamente difundido no meio da soldagem em operação, sendo adotado como modelo de equacionamento do algoritmo base utilizado pelo *software* comercial *Batelle*TM, ferramenta de desenvolvimento de procedimento para aplicações de soldagem em serviço pelo PRCI (Cola *et. al.*, 1991) (PRCI, 2002).

Nolan, Sterjovski e Dunne (2005) apresentam um modelo de previsão de dureza da ZAC especificamente para dutos submetidos à soldagem em operação. O modelo é baseado no Carbono Equivalente de tubos modernos de C-Mn indicados pelas normas *API* e submetidos à altas taxas de resfriamento, com $t_{800-500}$ entre 2s e 10s. Os dados de entrada para realização do modelo destes autores também foi utilizado para criação de um modelo baseado em rede neural. A Equação (6) apresenta o método de predição destes autores.

$$HV_{CEN} = (-1,3893x^2 + 11,681x + 239,58) \ln(CE_N) + (-2,4286x^2 + 15,543 + 645,6) \quad (6)$$

Onde

$$CE_N = 2P_{cm} - 0,092 \text{ (quando } C \leq 0,17\%) \quad (7)$$

$$CE_N = CE_{IIW} + 0,12 \text{ (quando } C > 0,17\%) \quad (8)$$

$$P_{cm} = C + \frac{Si}{30} + \frac{Mn + Cu + Cr}{20} + \frac{Ni}{60} + \frac{Mo}{15} + \frac{V}{10} + 5B \quad (9)$$

$$CE_{IIW} = C + \frac{Mn}{6} + \frac{Cu + Ni}{15} + \frac{Cr + Mo + V}{5} \quad (10)$$

O P_{cm} (Parâmetro de Ito e Besho) é geralmente usado para aços modernos (API) de baixa liga. Quando comparada às formulas de Carbono Equivalente percebe-se que esta utiliza considera em diferentes proporções os níveis carbono e leva em consideração o boro.

Ainda concernente à problemática das altas taxas de resfriamento, surgem as trincas induzidas por hidrogenio (TIH), grandes contratempos na soldagem em operação. Robertson *et al.* (2015) apresentam em seu trabalho uma revisão sobre os mecanismos de formação propostos

para a fragilização por hidrogênio das pesquisas extensivamente realizadas. Alguns dos mecanismos citados são:

- Vazio ou bolha de pressão por hidrogênio;
- Ejeção por deslocamento da região superfície ou próxima a superfície intensificada por hidrogênio;
- Plasticidade localizada intensificada pelo hidrogênio;
- Produção de vazios e deformações assistidos por hidrogênio;
- Transição dúctil-frágil induzida por hidrogênio;
- Formação e clivagem de Hidreto;
- Transformações de fase e deformações induzidas por hidrogênio.

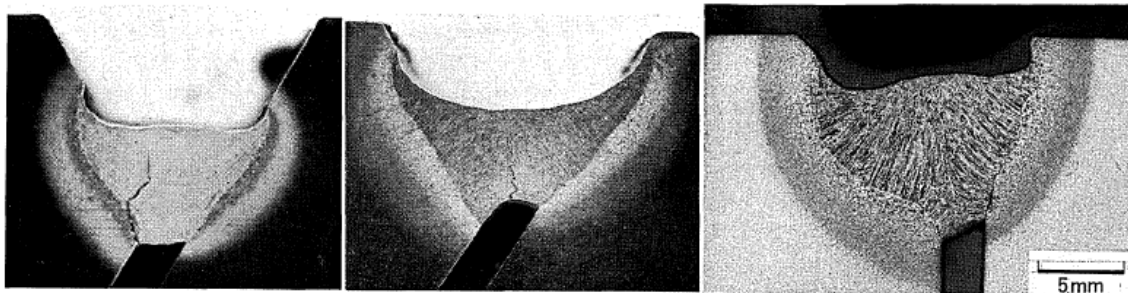
Kou (2003) também faz uma revisão acerca do tema onde segundo o autor, o mecanismo de trincamento por hidrogênio ainda não é claramente entendido, citando algumas teorias propostas:

“Troiano (1960) propôs que o hidrogênio promove o crescimento de trincas reduzindo a resistência coesiva da rede do material. Petch (1952) propôs que o hidrogênio promove o crescimento da trinca ao reduzir a energia superficial da trinca. Beachem (1972) propôs que o hidrogênio auxilia na deformação microscópica à frente da ponta da trinca. Savage *et al.* (1976) explicou as trincas induzidas por hidrogênio em soldas com base na teoria de Troiano. Gedeon e Eagar (1990) relataram que seus resultados fundamentaram e ampliaram a teoria de Beachem. (KOU, 2003).”

Yurioka e Suzuki (1990) citam que queira o hidrogênio em um aço aumente ou não as tensões, é certo que o hidrogênio em um aço reduz significativamente a ductilidade. O autor lista as teorias apresentadas por Kou (2003) juntamente com as teorias do Modelo de pressões internas, de Zapfee e Sims, e a Teoria de Formação de Hidreto, de Westlake.

É consenso entre estes autores que as fontes do hidrogênio difundido na poça de solda são: hidrogênio presente no metal de adição, no gás de proteção, tensões elevadas na região soldada, microestrutura susceptível, umidade ou graxa presentes no metal de base e umidade da própria atmosfera (KOU, 2003) (YURIOKA e SUZUKI, 1990). Quanto à localização, Kou (2003) atribui estes problemas principalmente à zona parcialmente fundida da solda, região de grão-grosso. Yurioka e Suzuki (1990) classificam as TIH em aços soldados de acordo com o local de início da trinca, pelo tamanho da trinca, pela direção de propagação da direção da solda, pela localização da iniciação da trinca e pela condição de restrição. A Figura 8 apresenta exemplos de trincas induzidas por hidrogênio.

Figura 8. Trincas induzidas por hidrogênio segregado



Fonte: Yurioka e Suzuki, 1990

A norma britânica BS EN 1011-2: 2001 (2001), baseada na norma europeia EN 1011, faz uma classificação dos processos de soldagem de acordo com a quantidade de hidrogênio difusível característica destes. A Tabela 2 apresenta tal classificação.

Tabela 2. Escala de hidrogênio difusível para os principais processos de soldagem a arco

Hidrogênio difusível contido (HDC) (ml/100 g de material depositado)	Escala de Hidrogênio
> 15	A
$10 \leq 15$	B
$5 \leq 10$	C
$3 \leq 5$	D
≤ 3	E

Fonte: Adaptado de BS EN 1011-2: 2001 (2001)

A norma especifica que a soldagem manual utilizando eletrodos revestidos celulósicos ou rutilicos devem ser classificadas como A, já eletrodos revestidos básicos podem ser classificados de B a D, dependendo da classificação do fabricante do eletrodo.

Os arames tubulares *fluxed core* e *metal core* podem ser usados com escalas de B a D, dependendo da classificação do fabricante. As combinações de arame de arco submerso e consumíveis de fluxo podem ter níveis de hidrogênio correspondentes às escalas B a D, embora mais tipicamente sejam na escala C. Arames maciços para soldagem MIG/MAG e para soldagem TIG podem ser usados com escala D, a menos que especificamente avaliados e mostrados para atender à escala E. Ao atingir esses níveis baixos de hidrogênio, deve-se considerar a contribuição do hidrogênio da composição do gás de proteção e da umidade atmosférica da soldagem (BS EN 1011-2, 2001).

Tronskar *et al.* (2015) apresentaram soldagem para reparo permanente utilizando a técnica de soldagem de Dupla Calha tipo B em um duto X70 de 48” no qual ocorreram trincas em uma solda circunferencial de união de tubos. Segundo os autores a principal preocupação na análise da soldagem esteve relacionada a uma possível propagação instável da trinca provocada pelas tensões de origem térmica devido ao aporte térmico da soldagem.

Com o tempo de resfriamento $t_{800-500}$ estimado e a composição química da calha e do tubo, os autores aplicaram método de predição de dureza, similar o desenvolvido por Yurioka (1987), para previsão de dureza da ZAC. Com base nos critérios de dureza para trincas induzidas por hidrogênio propostos por Tronskar (1995) e Bruce (2012) (350HV para aços carbono e 330 HV para aços de baixo carbono), os autores consideraram, por meio dos seus resultados de predição, que havia risco muito baixo de ocorrência de TIIH no tubo quando a soldagem é realizada com eletrodos revestidos básicos com baixo teor de hidrogênio ($HDC < 4$ ml/100g) e nas condições de soldagem avaliadas.

Pereira *et al.* (2012) avaliaram a ocorrência de trincas a frio na da soldagem de calhas em dutos em operação variando a folga entre a calha e o tubo, utilizando metais de base e de adição de alto carbono equivalente e impondo restrição. Os autores, apesar de forçar situações desfavoráveis, não detectaram o aparecimento de trincas, apesar da utilização de metais de base e de adição com alto carbono equivalente. Estes atribuíram o não ocorrimto de fissuração devido ao uso de processos e/consumíveis com baixo teor de hidrogênio ($HDC < 5$ ml/100g).

Em estudo realizado por Faria *et al.* (2012) sobre soldagem em operação, o resfriamento causado pelo fluido em circulação elevou significativamente a taxa de resfriamento na superfície interna do tubo quando comparado à soldagem convencional. O arrefecimento causado pelo fluido também provocou aumento na dureza da Zona Fundida e na Zona Afetada pelo Calor, onde a principal variável que influenciou na alteração das propriedades mecânicas da junta soldada foi a temperatura interna atingida durante a soldagem.

Percebe-se assim, a complexidade envolvida na soldagem em operação e nas problemáticas características desta operação, onde a ocorrência de trincas a frio, por exemplo, depende de um conjunto de fatores e situações críticas na realização destes reparos. De forma a auxiliar a operação do reparo em linhas vivas em campo, ou seja, dutovias em operação transportando determinado fluxo de fluido, realizar o aquecimento da área a ser soldada de forma a reduzir a taxa de resfriamento é uma alternativa. Os possíveis benefícios da realização

de pré ou pós aquecimento seriam principalmente: a formação de uma microestrutura com tendência a ser mais dúctil, o aumento da difusão do hidrogênio presente no metal soldado, e a redução das tensões residuais presentes na estrutura e oriundas do aporte térmico do ciclo de soldagem.

Bruce (1996) indicou, em sua pesquisa sobre soldagem de dutos *in-service*, que o pré-aquecimento da peça a 93 °C equivale a um aumento de 60% no aporte térmico do processo de soldagem, informação essa também apresentada por Yunovich e Thompson (2005). Porém, ambos os autores não apresentam o método utilizado para chegar a tal conclusão.

Moojen *et al.* (2015) realizaram um estudo da soldagem, MIG/MAG, de união de seções de um tubo X80 aplicando diferentes temperaturas de pré-aquecimento e sob diferentes taxas de resfriamento. Os autores verificaram aumento significativo do tempo de resfriamento $t_{800-500}$ com o aumento da temperatura de pré-aquecimento.

Defen *et al.* (2013) realizaram soldagem de X70 com e sem pré-aquecimento. Segundo os autores o pré-aquecimento não apontou resultados significantes devido às condições de altas taxas de resfriamento enfrentadas em uma soldagem em operação. A conclusão apresentada pelos autores é, de certa forma, simplista, pois em aplicações em campo a condensação de umidade na superfície da peça exige a utilização do pré-aquecimento, as condições de escoamento (tipo de regime, nível de vazão) e o nível e região de pré-aquecimento possuem total influência sobre a eficácia da utilização do pré-aquecimento. De modo geral, três técnicas de aquecimento são mais utilizadas, sendo estas:

- Aquecimento por radiação e por convecção, utilizando chama;
- Aquecimento por condução utilizando resistência elétrica;
- Aquecimento por efeito joule utilizando correntes parasitas geradas por indução eletromagnética (denominado como aquecimento indutivo).

O aquecimento por chama funciona basicamente pelo princípio da emissão de radiação eletromagnética, na qual parte da energia gerada pela queima dos gases utilizados, como acetileno e GLP, é transferida para a peça elevando sua temperatura. A principal característica da utilização deste método de pré-aquecimento é a sua portabilidade e praticidade, pois utiliza uma tocha que pode ser facilmente manuseada e removida antes do início da soldagem. Porém,

fica a cargo da necessidade de operadores experientes, já que o controle da temperatura da região aquecida é menos preciso. É válido citar que quando comparado com outros métodos, o método que utiliza chama proporciona uma condição menos salubre para o operador devido à proximidade a fonte de calor pontual e a exposição aos gases presentes.

Yunovich e Thompson (2005) em seu estudo realizaram a comparação entre métodos de aquecimento de dutos em operação. Segundo os autores, uma das desvantagens deste método é que a temperatura cai abruptamente após a remoção da tocha. Outra grande desvantagem apontada foi o fato da chama de pré-aquecimento não pode ser mantida durante a soldagem por questões de risco ao soldador. No ensaio realizado no *Edison Welding Institute (EWI)* com tubo de 20" de diâmetro, 9,5 mm de parede e água com vazão de 38l/min e velocidade de 0,024 m/s escoando internamente, a temperatura mínima de pré-aquecimento definida de 100 °C foi alcançada, porém mantida por tempo insuficiente após a retirada da chama. Além disso, a parede do tubo só foi aquecida de forma superficial.

Outro método utilizado para o aquecimento do tubo a ser soldado consiste no aquecimento via resistência elétrica, o qual faz do uso de uma fonte de energia e uma resistência, pela qual passa a corrente, que envolve e permanece em contato com a peça a se aquecer. A resistência pode ser isolada da peça por meio de placas cerâmicas que transmitem o calor por condução para a mesma, como apresenta a Figura 9.

Yunovich e Thompson (2005) citam no mesmo estudo que os aquecedores resistivos necessitam de um cuidado extra na manutenção de um contato adequado com a peça e que caso contrário pode haver um aquecimento de forma não uniforme, criando zonas de maior e menor temperatura. O controle da temperatura é feito através de termopares dispostos sobre a peça de trabalho, assim possuindo um maior controle quando comparado com o método de aquecimento por chama. Os autores empregaram, para o estudo da técnica de aquecimento por resistências, uma fonte comercial com 12,5 kW de potência aquecendo o mesmo tubo em operação utilizado nos ensaios de aquecimento por chama. Nestas condições, o aquecimento por resistência elétrica não atingiu a temperatura de 100 °C na superfície do tubo, definida como mínima.

Figura 9. Manta de aquecimento por resistência com blocos cerâmicos



Fonte: Global Heat, 2020.

A vantagem de se obter um aquecimento de forma mais homogênea quando comparado com o aquecimento usando chama foi observado, bem como a utilização do aquecimento de forma simultânea ao processo de soldagem, reduzindo o tempo de paradas o qual seria maior devido à intermitência necessária do aquecimento por chama. Porém, os autores citam a grande proximidade que o soldador se encontra dos elementos de aquecimento, tornando essa a utilização do aquecimento por resistência desconfortável e perigosa ao soldador.

Como processo de aquecimento utilizado de forma a assistir os processos de soldagem, o método de aquecimento por indução aparece como alternativa, possivelmente solucionando problemáticas características dos processos de aquecimento por chama e por resistência.

O aquecimento é regido pelo princípio de aquecimento por efeito Joule devido a passagem de corrente pela peça de trabalho, corrente essa gerada pela variação de um campo magnético. Dessa forma, é necessária uma fonte de corrente alternada como fonte de energia e um indutor o qual deve estar o mais próximo possível da peça, onde geralmente este indutor consiste em bobinas de cobre as quais envolvem a superfície do material a ser aquecido.

Segundo Yunovich e Thompson (2005), os equipamentos de aquecimento indutivo possibilitam manter de forma simultânea o aquecimento durante o processo de soldagem. Outro benefício identificado pelos autores é que as bobinas podem ser refrigeradas e não sofrer aquecimento devido a passagem de corrente elétrica, proporcionando um conforto adicional ao soldador durante a soldagem manual. Os autores realizaram o teste de aquecimento na bancada supracitada, nas mesmas condições dos testes com aquecimento por chama e por resistência.

Utilizando uma fonte Miller *Intellifire*TM de 25 kW, com a bobina posicionada sobre o tubo foi atingida uma temperatura máxima de 93 °C no tubo. A condição atingida ficou abaixo da temperatura mínima estipulada para o pré-aquecimento (100 °C), porém a maior vantagem verificada foi a homogeneidade da temperatura ao longo do tubo quando comparado ao método por chama e uma maior penetração do calor na espessura quando comparado ao método por resistência.

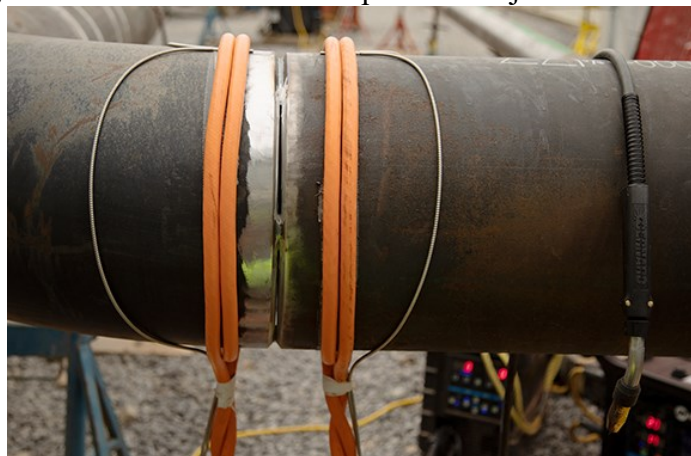
O método de aquecimento por indução é um dos temas principais deste trabalho e por isso será apresentado de forma mais completa na Secção 2.2 deste Capítulo.

2.2 AQUECIMENTO POR INDUÇÃO

O processo de aquecimento por indução vem sendo estudado e aplicado desde meados dos anos 20, desenvolvendo-se com maior ênfase durante a Segunda Grande Guerra, onde a utilização tinha por finalidade tratamento térmico de peças de forma rápida e confiável. Atualmente, técnicas de manufatura modernas e melhorias no controle de qualidade elevaram o nível do aquecimento indutivo a um patamar de maior confiabilidade, automatização e repetitividade (DUTRA, MACHADO e GONZALEZ 2016). Aplicado à soldagem, as aplicações ainda são poucas e específicas, sendo encontrado como um processo auxiliar utilizado de maneira geral para operações em soldagem que necessitam de aquecimento antes e/ou depois da execução do procedimento de soldagem, de forma a se obter determinadas características. Apesar disso, para realização de práticas de aquecimento, os métodos de aquecimento por chama e por resistência ainda são vistos com maior frequência na indústria.

Na técnica do aquecimento de tubos para soldagem é uma prática nova, sendo alvo de interesse de pesquisa devido proporcionar alguns benefícios quando comparado a outras técnicas. Quando comparado ao método convencional de aquecimento por chama, o aquecimento por indução proporciona custos com consumíveis reduzido, maior segurança para o operador e maior homogeneidade das temperaturas adquiridas (YUNOVICH e THOMPSON, 2005) (MILLER ELECTRIC®, 2019). A Figura 10 apresenta a utilização de bobinas localizadas na vizinhança de uma junta para realização da soldagem.

Figura 10. Bobinas localizadas próximas à junta a ser soldada



Fonte: MILLER ELECTRIC® (2020)

O aquecimento por indução atualmente é utilizado de forma mais comum em operações de tratamentos térmicos em metais diversos e em operações de brasagem. Relativo à soldagem, pode vir a ser utilizado no auxílio da redução de problemas relativos à amidade, seja esta oriunda da atmosfera, do metal de base e de tintas, óleos ou graxas que podem estar presentes neste. Ainda pode ser utilizado na prática de pré e pós aquecimento em operações de soldagem especiais que demandem controle rígido das temperaturas enfrentadas.

Na soldagem de reparo de dutos em operação o pré-aquecimento e pós-aquecimento por indução, se mantidos em maiores níveis e tempos, poderiam vir a agir também de forma a atenuar as taxas de resfriamento envolvidas nos procedimentos de soldagem, auxiliando assim na redução de problemas como trincas a frio, trincas induzidas por hidrogênio e microestrutura resultante com valores de dureza elevados. A Figura 11 apresenta a utilização de aquecimento por indução auxiliando a soldagem orbital de uma Dupla Calha tipo B em uma bancada simulando um duto em operação.

Figura 11. Junta sendo soldada assistida de pré-aquecimento por indução

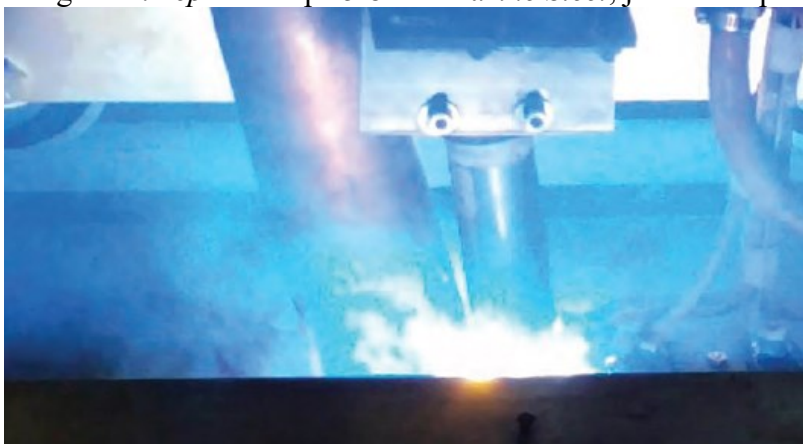


Fonte: O autor

Um dos desafios da técnica de aquecimento indutivo de forma convencional, com bobinas ao redor do tubo, é o maior aquecimento ser gerado na porção do tubo que está sob a bobina, aquecendo de forma mais amena regiões adjacentes a esta. No caso da realização dos procedimentos de soldagem de dutos em operação, é necessário deixar espaço entre a bobina e a região que será soldada gerando assim dificuldades em manter a região da junta aquecida dependendo da capacidade de conduzir calor do fluido que passa pelo duto. Diante dessa limitação surgem como alternativas os conceitos de bobinas móveis, as quais atuam diretamente sobre a área a ser aquecida e sem contato com a mesma.

Jones *et al.* (2015) e Jones (2016) apresentam o conceito de usar um sistema composto de soldagem com pré-aquecimento indutivo localizado, o qual denominou comercialmente de *Hybrid Induction Arc Welding (HiDep)*, apresentado na Figura 12. A proposta de aquecimento indutivo localizado utilizando bobina móvel visa, segundo o autor, aumentar a produtividade da soldagem de fabricação de navios por meio da diminuição do número de passes necessários para enchimento da junta, bem como a não-utilização de juntas complexas. Além disso, os autores também fazem referência à diminuição das distorções oriundas do processo, uma vez que é feito o aquecimento localizado.

Figura 12. Soldagem *HiDep* em chapa 5/8" de *Marine Steel*, junta de topo com *gap* 1/8"



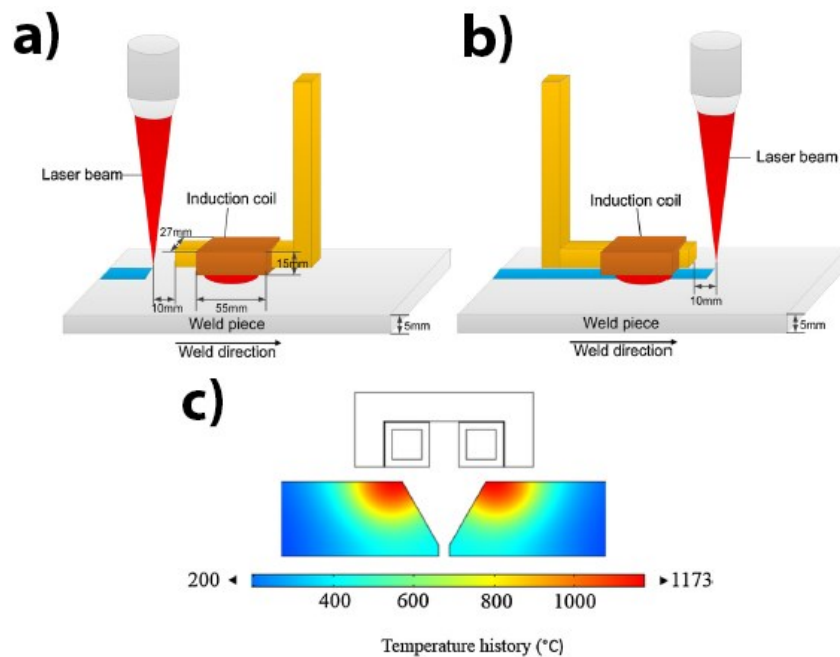
Fonte: Jones (2015)

Dutra *et al.* (2016) avaliaram a influência de parâmetros de soldagem e parâmetros de aquecimento indutivo sobre a geometria do cordão de solda, utilizando o processo híbrido *HiDep*. Os resultados destes mostram que, dentro de alguns parâmetros de análise, a potência do indutor e a velocidade de soldagem afetam significativamente características do cordão de solda, como largura, altura do reforço e penetração. Os autores ainda estudaram a influência deste tipo de aquecimento sobre as propriedades mecânicas do material, onde verificaram uma redução na taxa de resfriamento e uma diminuição de 13% no valor máximo de dureza da ZAC.

Li *et al.* (2019) realizaram soldagem *LASER* de aço baixa liga assistida pelo aquecimento indutivo localizado com concentrador de campo, conforme a Figura 13 em a) e b). O estudo foi realizado com o objetivo de se avaliar a eficácia do método sobre a modificação da microestrutura do material. Os autores verificaram que a utilização tanto do pré-aquecimento quanto do pós-aquecimento reduziu a formação de martensita devido ao aumento do $t_{800-500}$.

Ikram *et al.* (2016) realizaram soldagem MIG/MAG com corrente alternada de aço carbono auxiliada pelo aquecimento indutivo localizado. Nos ensaios os autores verificaram que a bobina promoveu um aquecimento dos flancos da junta V (Figura 13c), reduzindo defeitos de falta de fusão.

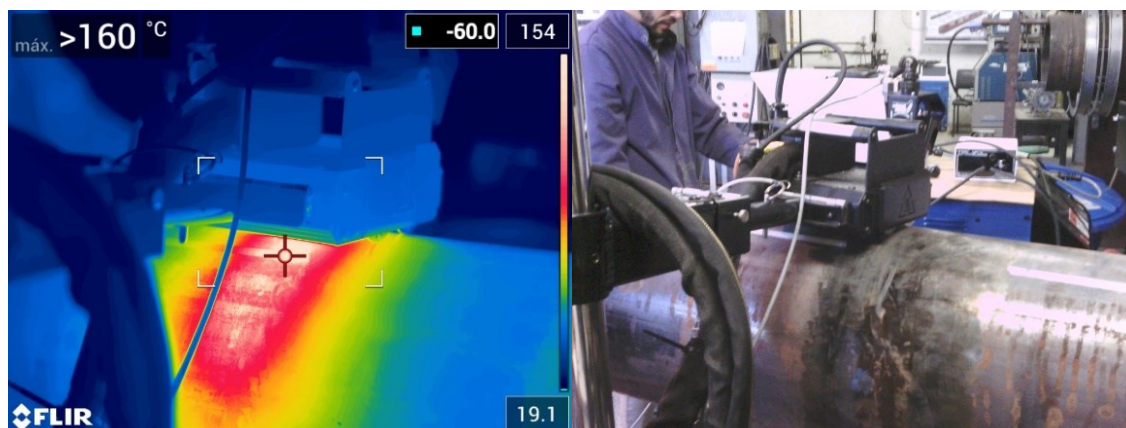
Figura 13. Aquecimento indutivo em soldagem. Em a) e b) Soldagem *LASER* assistida por pré e pós-aquecimento; c) Esquema de junta V aquecida por indução



Fonte: Adaptado de Li *et al.* (2019) e Ikram *et al.* (2016)

A Miller®, fabricante de fontes de energia, possui comercialmente para atuar com a fonte *ProHeat*™ 35 o sistema de aquecimento indutivo localizado rolante denominado *Rolling Inductor*. Fixado em uma base e apoiado sobre o tubo, o qual deve girar, este sistema permite o aquecimento à temperaturas de até 315 °C. A Figura 14 apresenta o equipamento Miller™ *ProHeat Rolling Inductor*.

Figura 14. Indutor rolante *Miller™ ProHeat Rolling Inductor*



Fonte: O autor

Devido ser um sistema compacto e o qual não está em contato direto com a superfície a ser aquecida, este sistema tende a possuir uma eficiência inferior quando comparado aos sistemas convencionais que utilizam bobinas envoltas ao redor do tubo. Operando com a mesma fonte de energia, enquanto este sistema de aquecimento localizado permite o aquecimento à temperaturas de até 315 °C, a utilização de bobinas ao redor do tubo proporcionam o aquecimento em temperaturas que vão até 817°C.

Tratando do aquecimento de dutos em operação, os quais estão submetidos a altas taxas de resfriamento oriundas do fluxo de fluido em transporte, as temperaturas máximas dos sistemas citadas normalmente não são atingidas. Além disso, uma vez que o *Rolling Inductor* necessita que o duto gire para ser aquecido de forma homogênea, este equipamento acaba não sendo o mais indicado para o auxílio da soldagem para reparo de dutos em operação.

Vistas tais limitações e desafios de se realizar o aquecimento localizado e em temperaturas maiores, a pesquisa e o desenvolvimento de indutores para aquecimento localizado e que se desloquem sobre o tubo de forma a assistir processos de soldagem está sendo realizada no [LABSOLDA](#), pesquisa esta a qual será objeto de estudo de trabalhos futuros. Neste trabalho será abordado o estudo do aquecimento por indução em sua forma convencional, com bobinas dispostas ao redor do tubo a ser aquecido.

2.2.1 Teoria do aquecimento por indução eletromagnética

Sucintamente, o aquecimento por indução ocorre pelo movimento de correntes em uma peça condutora devido à geração da força eletromotriz originada pela variação do campo eletromagnético gerado pela corrente alternada em alta frequência que passa pela bobina. Essas correntes na peça são comumente chamadas de correntes parasitas ou correntes de Foucault. A passagem da corrente elétrica na peça promove o aquecimento devido à resistência interna do material (Efeito Joule).

O fenômeno da indução é explicado e modelado pela Lei da indução de Faraday, onde este modela que uma força eletromotriz e uma corrente são geradas devido à variação de um campo (e um fluxo, em uma área delimitada) eletromagnético com o tempo. Esse fenômeno é descrito pela Equação (11) (HALLIDAY *et al.*, 2016).

$$\varepsilon = - \frac{d\Phi_B}{dt} \quad (11)$$

Onde

ε = força eletromotriz (V);

$d\Phi_B \cdot dt^{-1}$ = variação da densidade fluxo magnético com o tempo (Wb/s).

A Equação (12) apresenta o modelo para o cálculo de campos magnéticos gerados por bobinas em geral.

$$| \overrightarrow{\Phi_B} | = \frac{\mu_0 \mu_r N I_{ef}}{l} \quad (12)$$

Onde:

$| \overrightarrow{\Phi_B} |$ = módulo do vetor densidade de fluxo magnético (T);

μ_0 = permeabilidade magnética do ar ou vácuo = $4\pi \cdot 10^{-7}$ (H/m);

μ_r = permeabilidade relativa do núcleo ;

N = n° de espiras;

I_{ef} = Corrente eficaz ou corrente na bobina (A);

l = comprimento da bobina (m).

Segundo Kennedy *et. al.* (2011) o modelo apresentado acima, para bobinas longas, não se aplica da melhor forma ao fluxo magnético gerado por bobinas projetadas para aquecimento por indução, que geralmente são bobinas menores e que geram campos magnéticos muito mais fracos. Segundo esse autor, o fluxo magnético gerado por bobinas curtas na linha central da bobina pode ser modelado de forma mais fidedigna através da Lei de Biot-Savart, apresentada pela Equação (13). A Figura 15 exibe a representação de um campo magnético gerado por uma bobina curta sobre um tubo.

$$\overrightarrow{\partial\Phi_B} = \frac{\mu_0}{4\pi} \frac{I \overrightarrow{\partial l} \times \hat{r}}{r^2} \quad (13)$$

Onde:

$\overrightarrow{\partial\Phi_B}$ = vetor diferencial da densidade de fluxo magnético (T);

μ_0 = permeabilidade magnética do ar no vácuo = $4\pi 10^{-7}$ (H/m);

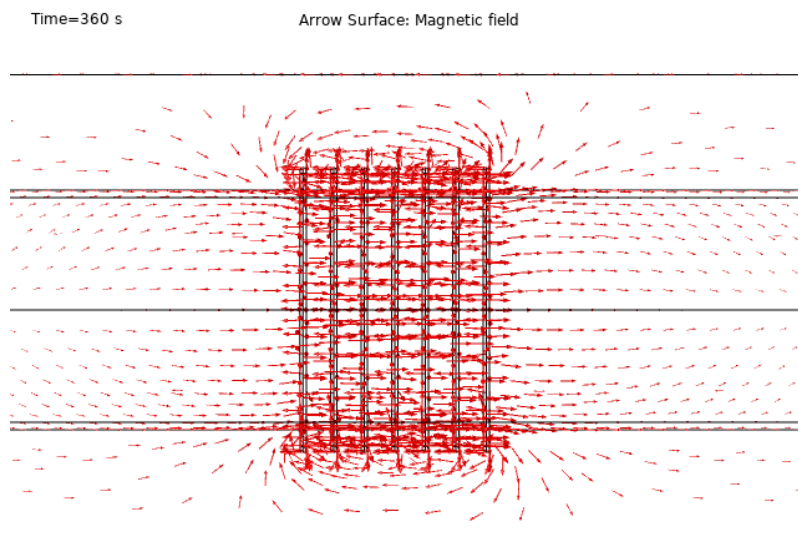
$\overrightarrow{\partial l}$ = tamanho diferencial da bobina (m);

I = Corrente na bobina (A);

$\hat{r}$ = vetor unitário de Biot-Savart;

r = raio da bobina (m).

Figura 15. Esquema de campo magnético gerado por bobina de 7 espiras sobre tubo



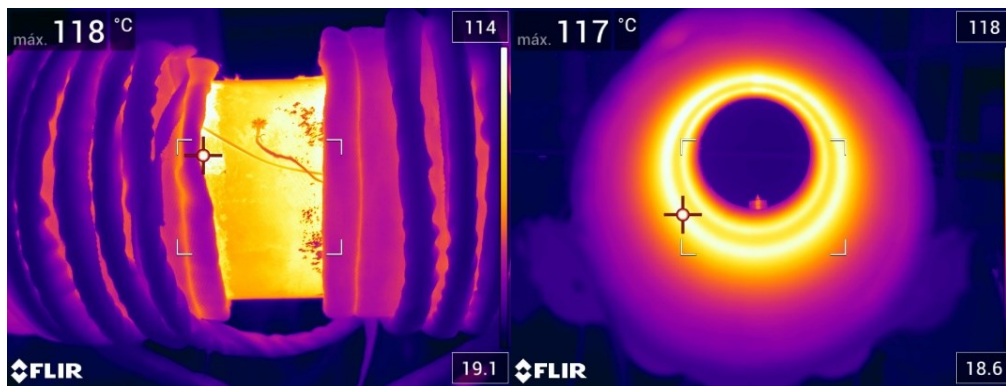
Fonte: O autor

O módulo da força eletromotriz induzida em uma espira condutora é igual à taxa de variação do fluxo magnético Φ_B que atravessa a espira. Se a espira é substituída por um enrolamento compacto com N espiras, a força eletromotriz induzida passa a ser a descrita pela Equação (14) (HALLIDAY *et al.*, 2016).

$$\varepsilon = N \frac{-d\Phi_B}{dt} \quad (14)$$

Na prática, equipamentos para aquecimento indutivo são compostos de uma fonte de energia que fornece a corrente alternada em alta frequência (entre 5 e 500kHz) e indutores na forma de bobinas. A Figura 16 exemplifica por meio de imagem termográfica a aplicação do aquecimento por indução utilizando indutores que envolvem um tubo, o qual sofre o aquecimento.

Figura 16. Vistas externa (esquerda) e interna (direita) de um tubo aquecido por indução



Fonte: O autor

Um indutor é um dispositivo que pode ser usado para produzir um campo magnético com as propriedades desejadas, que no caso mais comum, consiste em uma bobina em volta de algum núcleo que pode ser o ar ou algum material magnético. Se uma corrente (I) atravessa as (N) espiras de um indutor, as espiras são enlaçadas por um fluxo magnético (Φ_B). A indutância (L) do indutor é dada pela Equação (15).

$$L = \frac{N \Phi_B}{I} \quad (15)$$

Da Equação (15) tem-se que a indutância é diretamente proporcional ao número de espiras da bobina. Aplicando a Equação (15) ao caso de um indutor do tipo solenoide, tem-se a Equação (16) (SADIKU, MUSA E ALEXANDER, 2014).

$$L = \frac{\mu_0 \mu_r N^2 A}{l} \quad (16)$$

Onde:

μ_0 = permeabilidade magnética do ar ou vácuo = $4\pi \cdot 10^{-7}$ (H/m);

μ_r = permeabilidade relativa do núcleo;

A = área da seção transversal da bobina (m^2);

l = comprimento da bobina (m).

As fórmulas de indutância que são apresentadas, que são as mais difundidas, se aplicam a bobinas comuns, com número de espiras elevado. A indutância para uma bobina curta pode ser calculada usando o método de Lorenz (LORENZ, 1879). A Equação (17) apresenta um método mais conveniente usando fator de correção tabelado. Esta foi desenvolvida por Nagaoka (1909), contendo soluções para integrais elípticas duplas de Lorenz.

$$L_0 = \frac{k_n A N |\vec{\Phi_B}|}{I_{ef}} \quad (17)$$

Onde:

L_0 = Indutância para bobinas curtas;

k_n = fator de correção de Nagaoka para bobinas curtas;

A = Área da seção transversal da bobina;

N = n° de espiras;

$|\vec{B_\infty}|$ = módulo vetor da densidade de fluxo magnético (T);

I_{ef} = Corrente eficaz ou corrente na bobina (A).

Para bobinas de indução, o fator de correção k_n pode ser estimado pelo método de Knight apresentado na Equação (18) (KNIGHT, 2010).

$$k_n = \frac{1}{1 + 0,4502 \left(\frac{D_B + \delta_B}{l_B} \right)} \quad (18)$$

Onde:

D_B = diâmetro da bobina;

δ_B = profundidade de penetração eletromagnética da bobina;

l_B = tamanho (largura) da bobina.

Analisando as equações (16) e (17) é percebido que a indutância depende apenas da geometria do dispositivo, ou seja, da configuração de bobinas utilizadas. É válido atentar-se também, quando se trata de projeto de bobinas, que os indutores não são ideais, uma vez que estes são feitos de um condutor e dessa forma possuem, mesmo que pequena, uma resistência associada a seu material. Também deve-se considerar que há espaço entre as espiras que formam o solenoide, apresentando assim uma capacitância atrelada a seu modo construtivo.

O valor da indutância tem influência direta sobre o valor da tensão instantânea entre os terminais do indutor, assim como a taxa da variação da corrente que o atravessa. Essa relação é descrita pela Equação (19).

$$U_L = L \frac{dI}{dt} \quad (19)$$

Onde:

U_L = tensão instantânea (V);

L = indutância da bobina (H);

$dI*dt^{-1}$ = taxa variação da corrente (A/s).

Outro parâmetro que é função do número de espiras é a impedância (Z), que é a resistência dos componentes passivos (resistor, capacitor e indutor) quando está se tratando com circuitos de corrente alternada. A impedância pode ser representada pela soma entre a resistência do componente e a reatância, que por sua vez é constituída por uma parcela indutiva e uma parcela capacitiva. A Equação (20) apresenta a fórmula utilizada para o cálculo da impedância do circuito.

$$Z = R + jX \quad (20)$$

Onde:

Z = impedância do circuito (Ω);

R = resistência do circuito (Ω);

X = reatância do circuito (Ω);

j = unidade imaginária.

Onde a reatância do circuito é dada pela soma da reatância capacitiva e da reatância indutiva, e é descrita pelas Equações (21), (22) e (23).

$$X = X_C + X_L \quad (21)$$

$$X_C = \frac{-1}{2 \pi f C} \quad (22)$$

$$X_L = 2 \pi f L \quad (23)$$

Onde:

X_C = reatância capacitiva (Ω);

X_L = reatância indutiva (Ω);

f = frequência (Hz);

C = capacitância (F);

L = indutância (H).

Se o valor da reatância é positivo, como é o caso dos indutores, é dito que a reatância é indutiva, o qual é o caso de circuitos e bobinas de aquecimento por indução. Se o valor da reatância valor for negativo, esta é considerada então uma reatância capacitiva. Se o valor da reatância for 0 então tem-se um elemento puramente resistivo, o qual é o caso do corpo que está sendo aquecido por indução. Como essa parcela do valor da impedância é proporcional a indutância, que por sua vez é função do número de espiras, o número de espiras também tem influência sobre a reatância (indutiva) do componente, no caso, da bobina.

Analisando agora a parcela resistiva (R) que constitui impedância (Z) da bobina de aquecimento por indução, a qual é modelada pela Equação (20) apresentada, nota-se que o número de espiras também é fator determinante do valor dessa resistência. Uma bobina constituída por mais espiras (ou de diâmetro maior) apresenta um tamanho de cabo ou fio maior do que uma bobina com menos espiras. Assim, uma bobina com mais espiras apresenta além de uma maior indutância e maior reatância (no caso, indutiva), uma maior resistência, e, por consequência, uma maior impedância quando comparada a uma bobina constituída por menos espiras. Esta análise de componentes dessas grandezas se faz necessária para o entendimento das potências envolvidas no circuito de aquecimento por indução.

Uma das formas de se de se avaliar a potência em circuitos trifásicos cuja carga não seja puramente resistiva é através da Teoria do triângulo de potências, onde a potência é apresentada e dividida como potências aparente, ativa e reativa. De forma simplificada, a relação entre as potências é dada pela Equação (24) oriunda da teoria do triângulo de potências.

$$S^2 = P^2 + Q^2 \quad (24)$$

Onde:

S = Potência aparente (VA)

P = Potência ativa (W)

Q = Potência reativa (VAR)

A potência aparente (S) é dada pelo produto entre a corrente eficaz (I_{ef}) pela tensão eficaz (U_{ef}) e é assim chamada por ser aparentemente a potência que deveria ser o produto tensão corrente pela analogia com os circuitos resistivos CC. É válido lembrar que os valores

eficazes de corrente e tensão são utilizados em RMS (*Root Mean Square*). A potência aparente é medida em volt-ampères (ou VA) e a potência reativa é dada em volt-ampère-reativo (VAR), para distinguir da potência real ou média, que é medida em Watts (SADIKU, MUSA e ALEXANDER, 2014). A Equação (25) apresenta a potência aparente.

$$S = I_{ef} U_{ef} \quad (25)$$

Onde:

U_{ef} = Tensão eficaz (RMS) na bobina (V);

I_{ef} = Corrente eficaz (RMS) na bobina (A).

A potência ativa é a potência dissipada na resistência do circuito, ou seja, a potência sendo utilizada para aquecimento. Esta potência é o produto dos valores eficazes de corrente (I_{ef}) e tensão (U_{ef}) pelo cosseno do ângulo de defasagem (φ) entre a tensão e a corrente, conforme a Equação (26).

$$P = I_{ef} U_{ef} \cos(\varphi) \quad (26)$$

A componente $\cos(\varphi)$ da Equação (26) é conhecida como Fator de potência e também pode ser calculado através da razão entre a Potência ativa (P) e a Potência aparente (S). Quando não há defasagem entre a corrente e a tensão no circuito, este circuito (carga) se comporta como puramente resistivo e a potência ativa é igual à potência aparente. Tal fato pode ser observado através da atribuição do valor de 0° ao ângulo de fase (φ) da Equação (26). No caso onde há a defasagem de $\pm 90^\circ$ entre a corrente e a tensão aplicadas tem-se um circuito puramente reativo, onde $+90^\circ$ indica um fator de potência adiantado (carga capacitiva) e -90° indica um fator de potência atrasado (carga indutiva), ou seja, que não absorve potência nenhuma. Isso pode ser observado também através da aplicação deste valor de ângulo de defasagem na Equação (26). Como consequência da teoria do triângulo de potências, a potência reativa pode ser escrita da forma complementar, trigonometricamente falando, como apresentado na Equação (27). É a potência utilizada pelo indutor, onde essa é aplicada de forma alternada. Esta potência é a potência fornecida e utilizada pela máquina para geração do campo magnético.

$$Q = I_{ef} U_{ef} \sin(\varphi) \quad (27)$$

Outra análise que pode se fazer acerca da potência do processo é considerando o conjunto bobina-tubo como um transformador ideal. A bobina (que recebe a tensão a ser transformada) é tratada como o primário do transformador, e o tubo é uma “bobina de uma espira” a qual seria o secundário. Para uma bobina ideal, vale a relação apresentada pela Equação (28) (ALBUQUERQUE, 1993).

$$P_P = P_S \quad (28)$$

Onde:

P_P = potência no primário (W);

P_S = potência no secundário (W).

Para transformadores ideais, também valem as relações apresentadas pelas Equações (29), (30) e (31).

$$R = \frac{V}{I} \quad (29)$$

$$V_P = \frac{N_P}{N_S} V_S \quad (30)$$

$$I_P = \frac{N_S}{N_P} I_S \quad (31)$$

Onde

R = resistência (Ω);

V = tensão (V);

I = corrente (A);

N = número de espiras.

Uma vez que o secundário neste caso é o tubo a ser aquecido, o número de espiras N_S deste é considerado 1. Desta forma, as Equações (30) e (31) podem ser reescritas da forma apresentada pelas Equações **Erro! Fonte de referência não encontrada.** e (39):

$$V_P = N_P V_S \quad (32)$$

$$I_P = \frac{I_S}{N_P} \quad (33)$$

Fazendo as devidas substituições, a resistência do primário pode ser reescrita da forma apresentada pela Equação (40):

$$R_1 = \frac{V_P}{I_P} = \frac{V_S}{I_S} N_P^2 \quad (34)$$

A partir da Equação (29), tem-se a relação apresentada pela Equação (41) abaixo:

$$R_P = R_S N_P^2 \quad (35)$$

Considerando tais relações feitas considerando o sistema como um transformado ideal e a Equação (29) apresentada anteriormente chega-se às relações de potência apresentadas pelas Equações.

$$P_P = V_P I_P \quad (36)$$

$$P_P = R_P I_P^2 \quad (37)$$

$$P_P = R_S N_P^2 I_P^2 \quad (38)$$

Uma vez que o componente resistivo R do circuito trata-se da impedância refletida, a qual é impedância de todo o circuito em si (a qual considera também resistências elétricas do ar e do tubo) e fazendo as devidas substituições e reorganizando aos fatores, a equação pode ser reescrita da forma apresentada pela Equação (39).

$$P_B = I_B^2 Z N^2 \quad (39)$$

Onde

P_B = potência na bobina (W);

I_B = corrente na bobina (I);

Z = impedância refletida (Ω);

N = número de espiras da bobina.

A partir desta análise se torna evidente a relação entre a potência, o número de espiras e a corrente. O número de espiras da bobina ainda implica diretamente sobre valor de impedância, por meio da indutância e da reatância. É válido salientar que nesta análise é feita a reflexão de impedâncias, ou seja, a impedância apresentada é a impedância que o circuito do primário apresenta na presença do secundário, ou, no caso, na presença do tubo e de outros elementos os quais podem estar promovendo resistência. Assim, esta impedância seria a impedância composta pela resistência da bobina, resistência da peça, impedância da bobina, impedância da peça e impedância do ar, além de qualquer outro corpo que venha a estar promovendo resistência ao circuito.

Visto que o aquecimento ocorre pelo efeito joule gerado com as correntes parasitas em alta frequência geradas pela variação do campo magnético é necessário citar, finalmente, o fenômeno de aquecimento pelicular (*skin effect*) que é característico deste tipo de aquecimento.

Em geral, a magnitude das correntes induzidas é máxima na superfície da peça e decresce continuamente da superfície em direção ao interior da mesma (ZINN E SEMIATIN, 1988). Com o perfil de distribuição das correntes induzidas é possível determinar a profundidade efetiva de aquecimento. Esta profundidade, conhecida como profundidade de penetração (δ), e é função da frequência da corrente de indução com a qual a bobina é alimentada, da resistividade elétrica e permeabilidade magnética relativa da peça de trabalho (RUDNEV, LOVELESS E COOK, 2017). Essa profundidade (δ) é definida pela equação (40).

$$\delta = \sqrt{\frac{\rho}{\mu f}} \quad (40)$$

Onde

δ = profundidade de penetração da corrente (m);

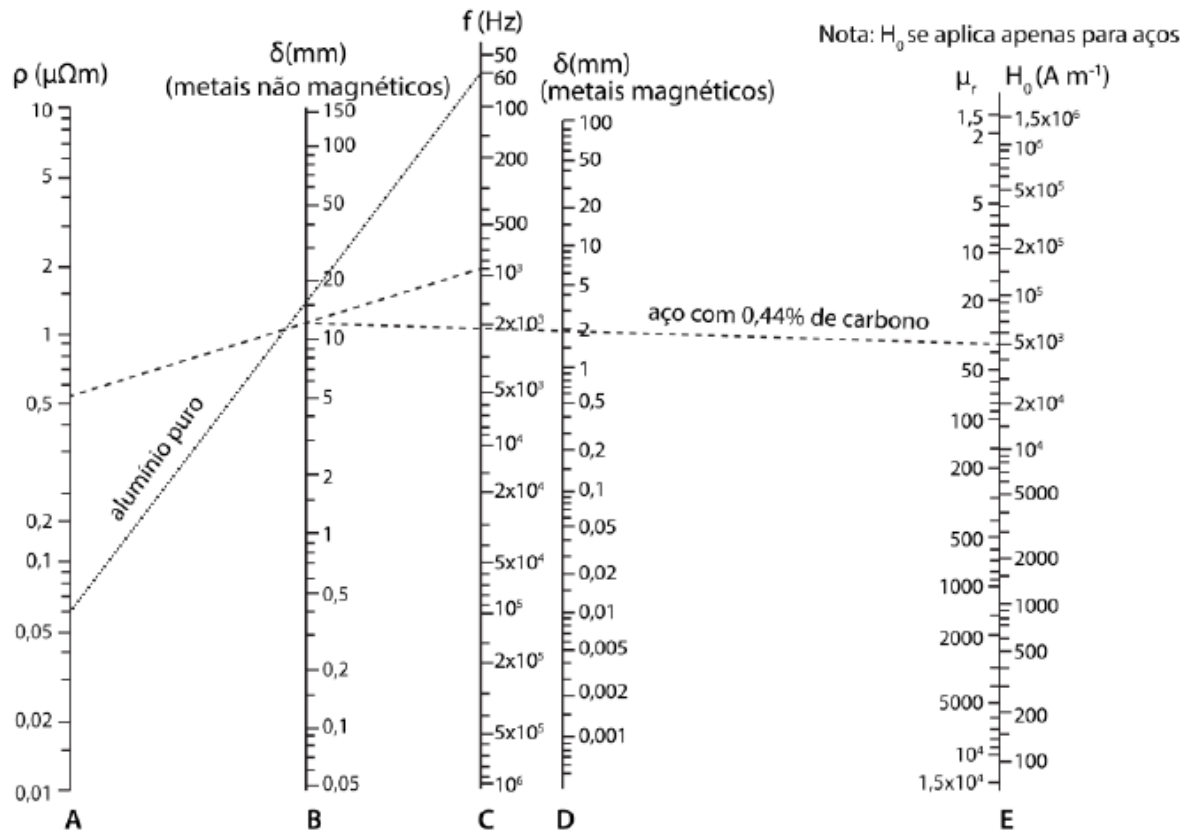
ρ = resistividade da peça de trabalho (Ωm);

μ = permeabilidade magnética do material aquecido (H/m);

f = frequência (Hz).

Durante o aquecimento, a resistividade elétrica (ρ) da maioria dos metais aumenta, podendo ser esse aumento de quatro a seis vezes seu valor à temperatura ambiente (RUDNEV, LOVELESS E COOK, 2017). Portanto, a profundidade de penetração (δ) pode aumentar consideravelmente durante o aquecimento. Vista a complexidade de se estimar a permeabilidade magnética, Davies e Simpson (1979) apresentam um nomograma, mostrado na Figura 17, que estima a profundidade de penetração com base na resistividade do material da peça e frequência de operação do equipamento de indução. Para estimar a profundidade de penetração é necessário conhecer o campo magnético aplicado (Φ_B), o qual o autor chama de H_0 , estimado pela Equação (12) apresentada anteriormente.

Figura 17. Nomograma para determinação da profundidade de penetração



Fonte: Adaptado de Davies e Simpson (1979)

2.3 MIG/MAG PARA REPARO DE DUTOS DE FORMA MECANIZADA

Frentes de pesquisa sobre o processo MIG/MAG, como o estudo e desenvolvimento de formatos de onda de corrente visando características do processo como transferência metálica suave e com baixo índice de respingos, e pesquisa e desenvolvimento de variantes que proporcionam flexibilidade de aporte térmico, são exemplos das evoluções aplicadas a este processo. Tais evoluções são impulsionadas por demandas de aplicações de alta responsabilidade, soldagem de materiais especiais e situações especiais envolvendo certa criticidade.

Relativo à produtividade, o processo MIG/MAG se sobressai quando comparado a processos como TIG e Eletrodo Revestido em suas versões convencionais. Mesmo tratando-se da aplicação manual dos processos, o MIG/MAG se apresenta mais produtivo quando comparado ao processo utilizando Eletrodo Revestido devido, entre outros motivos, à não-necessidade de paradas para troca do eletrodo.

Abordando especificamente da soldagem de reparos de dutos, o processo MIG/MAG se apresenta como alternativa ao processo utilizando Eletrodo Revestido, o qual ainda é o mais aplicado para tal fim devido à sua praticidade. Como grande diferencial, utilização do MIG/MAG possibilita a automatização do processo de soldagem, permitindo o aumento significativo da repetibilidade do processo, a maior independência deste em relação à habilidade do soldador, a redução do número de paradas no processo e o aumento da produtividade da operação.

Desta forma, o processo MIG/MAG automatizado (ou semi-automatizado) representa o estado da arte e aparece como a referência contra a qual outros processos de soldagem têm de competir. Neste Capítulo, serão apresentadas, de forma sucinta, duas variantes do processo MIG/MAG propostas para prática da soldagem de dutos em operação e utilizadas para investigação, em laboratório, na parte experimental deste trabalho.

A primeira trata-se da variante MIG/MAG com corrente pulsada, ou simplesmente MIG/MAG Pulsado. Esta variante tem por características o emprego da fonte de energia utilizando comando de controle de corrente e a aplicação desta corrente de forma pulsada, em sua forma mais simples com um período (tempo de pulso, t_p) com valor de corrente em um

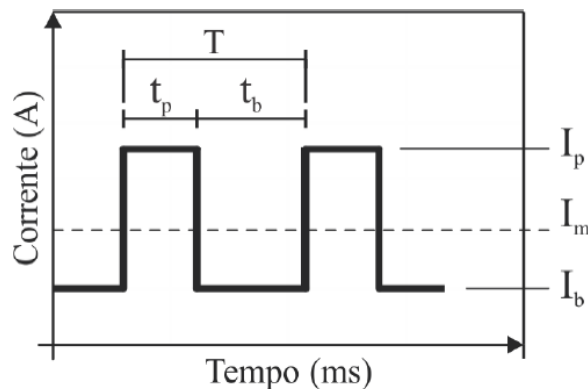
patamar de corrente maior (corrente de pulso, I_p) e outro período (tempo de base, t_b) com a utilização da corrente em menor valor (corrente de base, I_b).

2.3.1 MIG/MAG Pulsado (MIG/MAG – P)

A evolução do controle eletrônico e o estudo e desenvolvimento de formatos de onda de corrente, tornou possível o desenvolvimento de diversas variações ou modalidades do processo MIG/MAG nas últimas décadas. O exemplo mais simples e, provavelmente o mais difundido é o MIG/MAG Pulsado, que consiste basicamente na imposição de forma de onda de corrente que alterna entre um patamar de corrente inferior (I_b) e um patamar superior (I_p).

O conceito inicial da utilização do processo MIG/MAG Pulsado é possibilitar a soldagem de materiais com uma transferência metálica em voo livre em níveis de corrente abaixo da corrente de transição⁴, situação impossível quando se trata da modalidade MIG/MAG convencional, com controle de tensão (ESSERS e GOMPEL, 1984). A Figura 18 apresenta uma forma de onda de corrente pulsada retangular onde T é o período ($t_b + t_p$) e I_m é a corrente média dada, neste caso, pela Equação (41).

Figura 18. Forma de onda de corrente do tipo pulsada retangular



Fonte: Cirino, 2020.

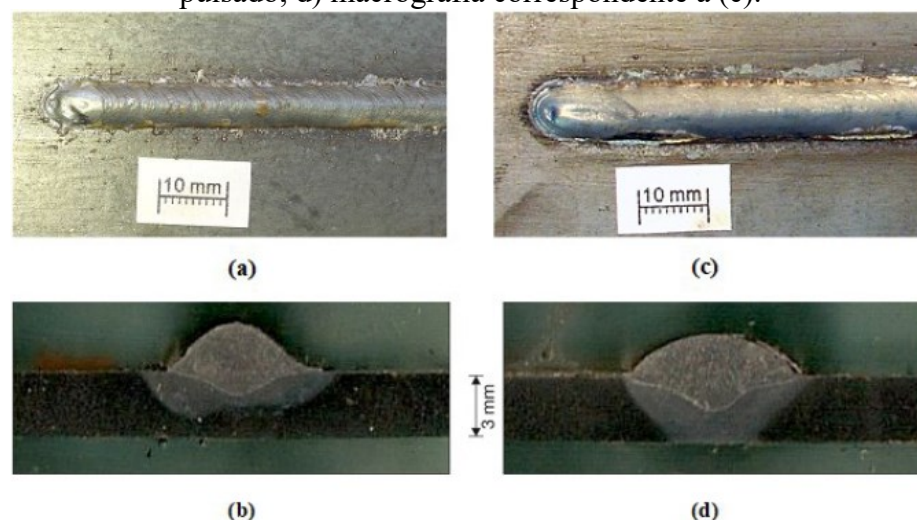
$$I_m = \frac{I_p t_p + I_b t_b}{t_p + t_b} \quad (41)$$

⁴O termo corrente de transição é utilizado para referir-se à faixa de corrente onde a transferência metálica tende a sair do modo de transferência por contato (curto-circuito) e passar a ocorrer no modo voo livre (spray), sendo também dependente do material e da atmosfera protetora utilizada.

A utilização do processo MIG/MAG Pulsado possibilita a soldagem fora de posição utilizando transferência por voo-livre, tendo como possíveis benefícios resultantes a diminuição considerável de respingos, consequência da eliminação de curtos-circuitos. Além disso, segundo Cirino (2020), dentre os principais benefícios apresentados pela utilização da variante Pulsado em detrimento de um processo com transferência por curto-circuito, constam a maior penetração assim como a obtenção de um cordão de solda com aparência superficial e características geométricas mais adequadas. Essas características são interessantes e favoráveis, do ponto de vista prático, no que tange à soldagem orbital para reparo e construção de dutos.

Segundo o autor, no processo em curto-circuito, o arco se extingue a cada contato com a poça de fusão e, conseqüentemente, menos calor é transferido para o metal de base. O processo pulsado permite que o arco se mantenha aberto, transferindo calor para a poça de fusão durante toda a operação de soldagem, produzindo uma poça de fusão mais fluída. Sob outro ponto de vista, como no processo pulsado os sinais de corrente e tensão estão sempre em consonância, para uma mesma corrente média de soldagem e mesma velocidade de alimentação de arame, a potência será sempre maior no processo pulsado do que em curto-circuito. Tal maior valor de potência é responsável por conferir, as características de melhor molhamento e penetração ao cordão citadas anteriormente e exemplificadas por meio da Figura 19.

Figura 19. (a) Aspecto superficial do cordão de solda realizado no modo curto-circuito; b) macrografia correspondente a (a); c) aspecto superficial do cordão de solda realizado no modo pulsado; d) macrografia correspondente a (c).



Fonte: Cirino (2020)

Por outro lado, a transferência em voo-livre impõe um desafio, já que sem o contato do arame com a peça, torna-se mais difícil prever onde o arco irá se ancorar. Nas aplicações na em campo e na indústria as variantes com curto-circuito ainda são comumente as preferidas para a soldagem, especialmente quando se trata de soldagem manual e fora de posição.

Vilarinho e Scotti (2000) apresentaram em estudo realizado sobre o MIG/MAG Pulsado, utilizando alumínio como arame-eletrodo, que os parâmetros de base não possuem influência no destacamento, mas podem sim ter efeito no diâmetro final da gota metálica. Cirino (2020) levanta em sua tese que, ao atuar em conjunto, os parâmetros de pulso além de prover energia suficiente para garantir a formação da gota metálica, deve promover também o destacamento da gota metálica. Precursor na pesquisa acerca da variante Pulsado, Amin (1981) aponta dois critérios básicos a serem obedecidos na parametrização e utilização da variante Pulsado, sendo estas:

“(1)[...] a corrente média, determinada pela combinação dos quatro parâmetros de pulso, deve ser aquela em que a taxa de fusão iguala a velocidade de alimentação de arame para manter um comprimento de arco constante”; (2) “Para uma dada velocidade de alimentação de arame (ou corrente média), a amplitude e a duração do pulso combinadas devem ser ajustadas de modo que pelo menos uma gota seja destacada por pulso. (AMIN, 1981).”

Matsuda *et al.* (1984) citaram como fundamental para a estabilidade do arco e a redução da emissão de respingos a condição de transferência de uma gota por pulso (UGPP) na soldagem MIG/MAG Pulsado de aços ao carbono sob proteção gasosa com mistura de argônio e dióxido de carbono ou dióxido de carbono puro. Esta abordagem sobre as características do processo MIG/MAG Pulsado necessárias para estabilidade é contestada por autores Gosh, Agarwal e Kulkarni (2009) e Jaeschke (2009) que consideram que o destacamento de mais de uma gota por pulso pode ser benéfico no que diz respeito à capacidade de produção do processo sem maiores prejuízos para a estabilidade.

Percebe-se assim, a assiduidade dos pesquisadores sobre o estudo dessa variante do processo MIG/MAG e dos fenômenos envolvidos para com este processo de soldagem moderno. Abordagens como a transferência metálica no período de base, e assim em um nível energético menor, visando uma transferência estável, bem como transferência fora da condição UGPP, com gotas principais de maior diâmetro sendo expelidas, seguidas de gotículas de menor diâmetro, surgem de forma a agregar conhecimento no sentido do progresso da pesquisa.

2.3.2 MIG/MAG Pulsado com Corrente Alternada (MIG/MAG – PCA)

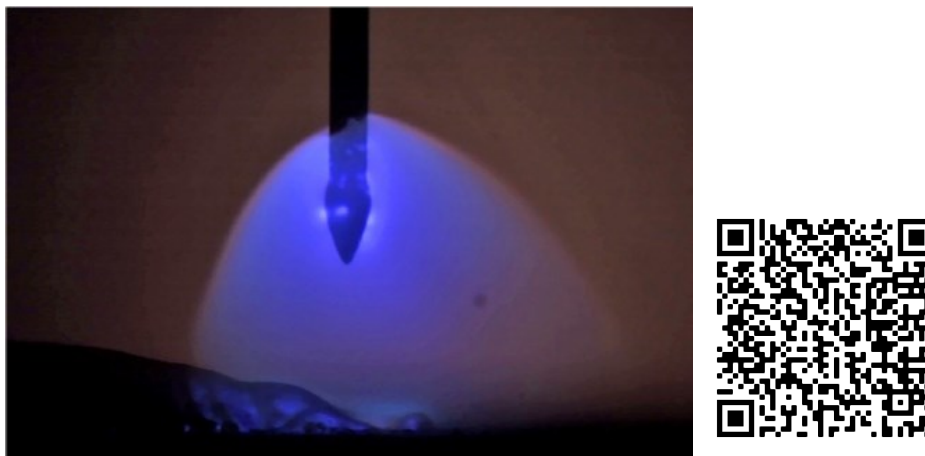
A variante MIG/MAG – PCA apresenta características interessantes para a soldagem de tubulações em operação, uma vez que o risco de perfuração está relacionado intrinsicamente à quantidade de calor e potência aportados na superfície do componente a ser reparado. A flexibilidade de se atuar no aporte térmico por meio da inclusão de um período negativo na onda de corrente, bem como a variação na quantidade de material depositado é interessante não apenas na aplicação em reparos do tipo dupla-calha, mas também na deposição direta de solda em superfícies avariadas com redução de espessura e também peças finas, em que o risco de *burthrough* é maior.

A capacidade de se atuar com as duas polaridades permite uma maior flexibilidade entre a quantidade de material depositado e a energia aportada na peça, combinando duas possibilidades como a redução da penetração e o aumento da taxa de fusão para soldagem automatizada. Assim a variante Pulsado com Corrente Alternada (PCA) do processo MIG/MAG surge como solução para diminuir esse risco quando se trata da soldagem de tubos ou componentes que apresentem uma menor espessura.

Além disso, a utilização de uma variante com níveis de potência e características de aporte térmico distintas permite a análise e comparação dos ciclos térmicos de diferentes procedimentos de soldagem assistidas de aquecimento por indução, proporcionando assim verificação do impacto da prática do mesmo nível de aquecimento por indução sobre os ciclos térmicos e tempos de resfriamento envolvidos na soldagem utilizando diferentes variantes.

Na variante MIG/MAG – PCA, como em outros processos CA, a maior taxa de fusão do arame conferida ao período em que este se encontra em polaridade negativa é geralmente atribuída ao comportamento do arco voltaico, que escala a extensão sólida do eletrodo, como apresenta a Figura 20. Desta forma, o arco voltaico envolve grande parte do eletrodo o que provoca um pré-aquecimento, responsável pela maior taxa de fusão em comparação com a taxa de fusão do processo na fase onde o eletrodo se encontra em polaridade positiva.

Figura 20. Fenômeno da escala do arco na polaridade negativa e formação de pontos de emissão de elétrons na extensão do eletrodo



Fonte: Dutra *et al.* (2016)

Dutra (2016) atribui tal comportamento do arco à característica do arco de buscar as condições mais favoráveis para emissão de elétrons, uma vez que em polaridade negativa o arame-eletrodo é o cátodo. Cirino (2020) segue tal conjectura, citando o fato de que a escalada se dá devido ao arco voltaico buscar a camada de óxido presente na superfície do eletrodo que reconhecidamente facilita a emissão de elétrons e a manutenção do arco. Também são notáveis, na Figura 20, pontos de maior intensidade luminosa característicos de emissão de elétrons por efeito de campo. Para Yarmuch e Patchett (2007) o efeito da taxa de fusão no processo MIG/MAG ser sempre maior na polaridade negativa se deve à emissão de elétrons a partir de um cátodo frio⁵.

Tratando mais especificamente de aporte térmico do MIG/MAG quando o arame se encontra com arame-eletrodo ligado em polaridade negativa, o menor aporte é apresentado por Talkington (1998) como uma inversão no balanço de energia que é transferido ao eletrodo e à peça de trabalho⁶.

⁵ A denominação de “cátodo frio” ao arame-eletrodo quando o mesmo está em polaridade negativa deve-se ao fato de a emissão de elétrons por este não ocorrer por mecanismo termiônico. A emissão de elétrons por um cátodo não-termiônico ocorre predominantemente por efeito de campo. Segundo Lancaster (1986), nos processos de soldagem, a emissão de elétrons por efeito termiônico ocorre para cátodos constituídos de materiais de alto ponto de ebulição (acima de 4000 K), tais como o tungstênio.

⁶ Fuerschbach (1998) realizou ensaios para determinar o calor aportado na peça de trabalho para diferentes porcentagens de corrente negativa, usando calorímetros. Mais detalhadamente, o autor afirma que na polaridade negativa 70% da energia gerada no arco voltaico seria transferida para o arame-eletrodo e o restante à peça de trabalho. Na condição onde o arame-eletrodo está em polaridade positiva, seria o contrário. Ainda segundo o autor, os resultados apresentados mostram dispersão razoável nos valores coletados e são, segundo este, inconclusivos. Assim, o balanço de energia (70%-30%) apresentado são estimativas.

No tocante à determinação de parâmetros do processo MIG/MAG – PCA, o percentual de eletrodo negativo, apresentada na literatura como %EN ou *EN Ratio*, pode se seguir duas abordagens. A primeira parte da premissa onde a porcentagem de eletrodo negativo (%EN) baseia-se apenas na razão entre os tempos da corrente em polaridade negativa (t_n) e em polaridade positiva (tempo de pulso t_p e tempo de base t_b). A Equação (42) apresenta esta abordagem de definição do *EN Ratio*.

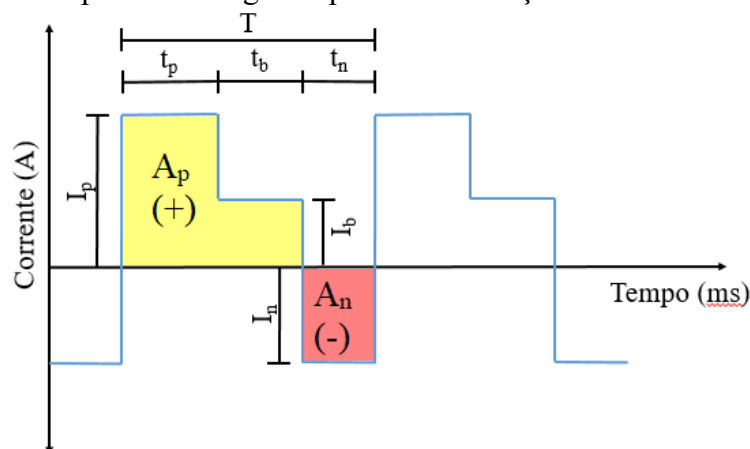
$$\%EN = \frac{t_n}{t_p + t_b + t_n} \quad (42)$$

Esta abordagem é útil para uma perspectiva do processo de forma mais simples, porém pode ser insuficiente quando se deseja uma avaliação dos efeitos da polaridade negativa no cordão de solda e na peça a ser soldada, uma vez que esta não toma em consideração os valores de corrente em polaridade negativa (I_n). A segunda forma de se abordar o %EN, a qual foi utilizada no desenvolver deste trabalho, considera também a corrente em polaridade negativa. Assim, basicamente essa definição de *EN Ratio* se dá pela razão entre a área delimitada pela fase em polaridade negativa (A_n) e área total, delimitada por todo o sinal de corrente em um período ($A_n + A_p$). A Equação (43) apresenta o cálculo de *EN Ratio* utilizando esta abordagem de cálculo e a

Figura 21 apresenta o esquema da forma de onda de corrente pulsada com polaridade negativa e as respectivas áreas positiva e negativa para determinação do %EN.

$$\%EN = \frac{A_n}{A_p + A_n} = \frac{I_n t_n}{I_p t_p + I_b t_b + I_n t_n} \quad (43)$$

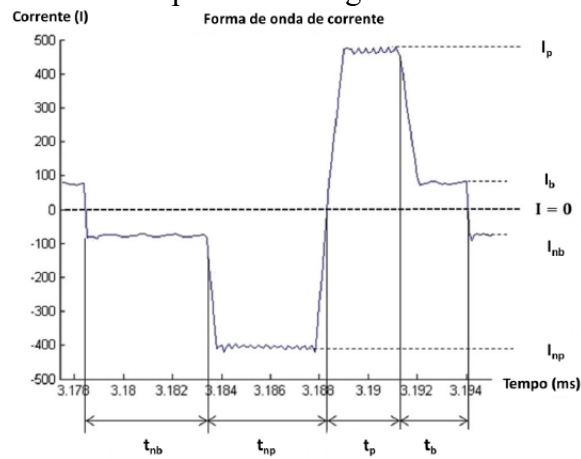
Figura 21. Esquema da forma de onda de corrente pulsada com polaridade negativa e áreas positiva e negativa para determinação do %EN



Fonte: O autor

Ambas as abordagens sobre %EN apresentadas consideram a forma de onda mais comum, onde há somente um patamar no negativo. Essa forma de onda foi estudada e utilizada na parametrização do processo utilizado neste trabalho. Formas de ondas de corrente Pulsada com polaridade negativa mais complexas são apresentadas na literatura. Cirino (2020) e Kim e Chung (2016) realizaram experimentos utilizando ondas de corrente pulsada com valores de corrente com pulso e base tanto em polaridade positiva quanto em polaridade negativa. Esta onda de corrente, apresentada na Figura 22, é disponibilizada comercialmente no programa sinérgico da fonte OTC DW-300 para o MIG/MAG Pulsado com Corrente Alternada.

Figura 22. Onda de corrente com pulso e base tanto em polaridade positiva quanto em polaridade negativa



Fonte: Adaptado de Kim e Chung (2016)

3 MATERIAIS E MÉTODOS

3.1 MATERIAIS

Dentro do escopo deste trabalho, em conjunto com o projeto “*Soldagem em operação com GMAW, FCAW e aquecimento por indução*” foi adquirido o sistema de aquecimento indutivo da Miller™ modelo *Pro Heat 35 Liquid-Cooled* com potência nominal de 35 kW, que é acompanhado do sistema de aquisição de dados de temperatura Eurotherm™ *Series 6100* para medição de temperatura via termopares, ambos apresentados na Figura 23.

Esse sistema de aquecimento por indução caracteriza-se por possuir cabos flexíveis que possibilitam a montagem de diferentes configurações de bobina, desde o enrolamento no tubo com variado número de espiras, até as chamadas *pancakes* (bobinas chatas). Uma manta de fibra cerâmica é utilizada de forma a isolar os cabos de aquecimento da superfície da peça, evitando assim o contato entre ambos.

Figura 23. Fonte Miller™ e Sistema de aquisição de temperaturas Eurotherm™



Fonte: O autor

A fonte de energia apresentada fornece uma saída de corrente alternada em alta frequência que circula pela bobina, a qual cria um campo eletromagnético que induz correntes parasitas que aquecem a peça por Efeito Joule. As características de saída da fonte de energia são mostradas na Tabela 3.

Tabela 3. Parâmetros de saída da fonte Miller® ProHeat 35 dupla saída refrigerada a água

Tipo de saída	Corrente máxima	Tensão máxima	Faixa de frequência
Refrigerado a água, duplo	350* A por saída/700 A total	700 V	5 – 30 kHz

Fonte: Adaptado do manual da Miller® ProHeat® 35

A fonte possui duas saídas para bobinas as quais podem operar em série operando com um mesmo controle de temperatura de aquecimento, via termopar de controle. Não é possível o controle de cada bobina independente. O valor de potência mostrado no display da máquina é a potência ativa (P_{ativa}), uma vez que esta é apresentada em Watts. São mostrados valores de tensão e de corrente, em RMS, no *display*, assim como a frequência de alternância da corrente. É especificado no manual da fonte que na faixa de frequência de 25,7 a 30 kHz, a corrente de saída máxima diminui linearmente de 350 A para valores 175 A por saída.

A fonte *Pro Heat* possui 4 modos de operação em controle de temperatura. Possui 6 termopares de aquisição de dados, podendo até 3 desses serem definidos como termopares de controle de temperatura. Os modos de operação da fonte são:

- *Modo Preheat* - Este modo opera pelo aquecimento da peça a uma temperatura pré-definida na máquina, a qual pode variar até 788 °C. Em seguida, a temperatura é mantida por um determinado tempo pré-definido (*Soak time*). Neste modo a potência de saída é fornecida na saída da máquina de forma a se obter o aquecimento mais rápido possível até a temperatura de referência.
- *Modo Bake-out* - Este modo 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 PWHT (Post-Weld Heat Treatment)* - Neste modo é possível programar as taxas de aquecimento e resfriamento da peça, no qual a potência é dosada de forma automática 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.

Para realização dos ensaios de soldagem e indução foram utilizadas seções de tubo do tipo API 5L Grade B com 12” (304,8 mm) de diâmetro, 3/8” (9,52 mm) de espessura de parede e 0,12% de Carbono em sua composição. A Tabela 4 apresenta a composição do tubo segundo o fornecedor, que consta no certificado mostrado no Anexo A. A Figura 24 apresenta o cabo flexível em forma de bobina envolvendo o tubo descrito.

Tabela 4. Composição química do tubo API 5L Grade B utilizado para ensaios

Composição (% em peso)															
/100			/1000											/10000	
C	Si	Mn	S	Al	P	Ti	V	Cr	Ni	Cu	Nb	Mo	N	B	
12	18	85	2	31	14	16	2	12	11	6	1	2	47	0	

Fonte: (Milt test certificate TENARIS, 2012)

Figura 24. Tubo sendo aquecido por indução utilizando a fonte Miller *Pro Heat* 35kW



Fonte: O autor

Posteriormente, utilizando a mesma seção de tubo, foi montada uma bancada com circuito circulante de água com objetivo de simular condições de aquecimento por indução e soldagem sob resfriamento forçado. Para circulação da água foi utilizada uma bomba com 1 cv de potência, a qual proporciona uma vazão máxima de 380 l/min e nesta foi instalado um inversor de frequência para controle do nível de vazão desejado. Para medição da vazão foi instalado, na saída da bomba, um rotâmetro de leitura de 50 a 500 litros por minuto. Conectada ao fim do circuito foi adicionada uma caixa d'água de 500 litros, usada como reservatório. Para controle e manutenção da temperatura da água durante os ensaios foi utilizado um *Chiller* com capacidade de refrigeração de 10kW, o qual foi conectado ao reservatório, em paralelo ao circuito da bancada de testes. A Figura 25 apresenta os elementos utilizados para composição da bancada de ensaios.

Figura 25. Elementos de composição da bancada sendo a) *chiller* b) inversor de frequência c) caixa d'água, bomba e rotâmetro d) vista frontal da bancada



Fonte: O autor

De modo a se trabalhar com uma bancada intercambiável, ou seja, que possibilite a troca do corpo de prova sem um dano permanente do circuito, foi montado um sistema com tubulação de PVC em 2" de diâmetro, como pode ser visto na Figura 25 c). A vedação foi feita através de flanges parafusados juntamente com um material polimérico. Isto permite o acesso ao interior do tubo, como mostra a Figura 26, visando uso de termopares internos, além de outras intervenções posteriores. A imagem também mostra um respiro, soldado na parte superior do tubo. Este dispositivo é aberto toda a vez que o tubo é enchido com água, evitando que ar permaneça dentro do sistema.

Figura 26. Flanges de vedação removível (esquerda) e respiro instalado (direita).



Fonte: O autor

Nos testes seguintes foi montada, com uma secção de 1,1 metro do mesmo tubo, uma bancada inclinada 45°C em relação ao solo. Foram feitas as adaptações necessárias nos conectores do circuito de água circulante. Além disso, foi necessária a construção de um suporte para o tubo, uma vez que se tornou inviável o uso dos cavaletes de sustentação da bancada anterior. A Figura 27 apresenta de forma geral a bancada inclinada.

Figura 27. Bancada para ensaios inclinada 45°



Fonte: O autor

Para confecção das calhas foram utilizadas seções do mesmo tubo utilizado para construção da bancada. Estas seções foram cortadas ao meio e reabertas mecanicamente de forma a adquirirem diâmetro o qual possibilitasse o acoplamento destas. A Figura 28 apresenta o modelo de Dupla Calha a ser soldado nos experimentos.

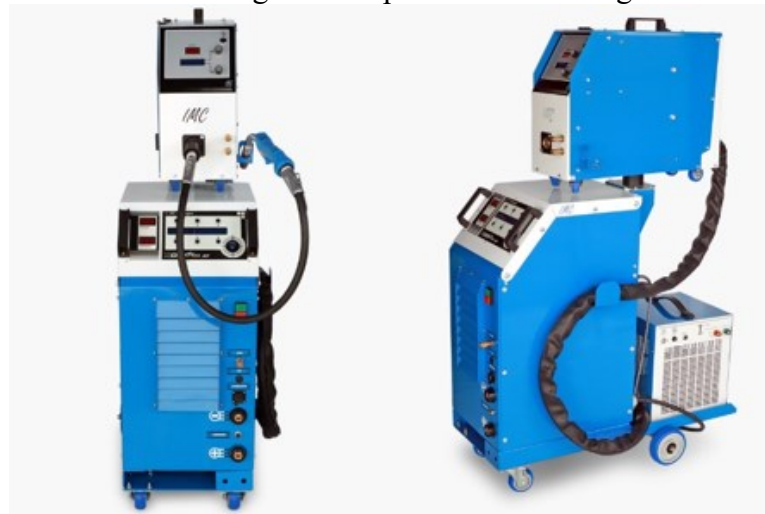
Figura 28. Dupla Calha posicionada sobre o tubo



Fonte: O autor

Para execução dos processos de soldagem foi utilizada a fonte multiprocessos IMC DigiPLUS A7 AC3C com saída de corrente máxima de 450 A, mostrada na Figura 29. Como consumíveis de soldagem foram aplicados o arame maciço AWS A5.18 de 1,2 mm de diâmetro juntamente com o gás de proteção com composição de 92% de argônio e 8% de CO₂.

Figura 29. Fonte de soldagem multiprocessos IMC DigiPLUS A7 AC3C



Fonte: IMC Soldagem (2020)

Para movimentação de forma automatizada da tocha de soldagem, inicialmente foi utilizado o robô antropomórfico Motoman™ UP6. A utilização deste deu-se de forma inicial para a parametrização dos processos de soldagem bem como para a execução dos primeiros ensaios de soldagem das primeiras calhas. Posteriormente, foi utilizado o robô antropomórfico sobre trilho RES 7 da EngeMOVI®, o qual possui um trilho específico para montagem do mesmo sobre dutos. Os manipuladores descritos são apresentados na Figura 30.

Figura 30. Manipuladores Motoman UP6 (à esquerda) e EngeMOVI (à direita)



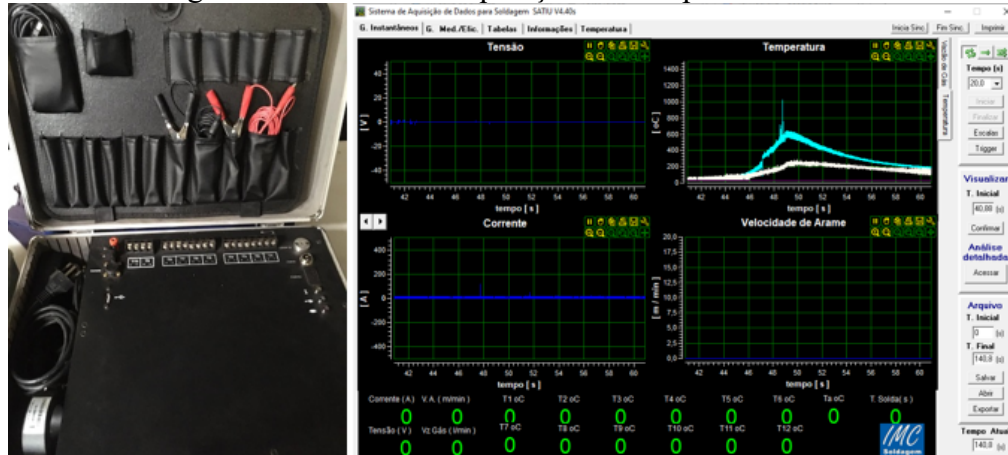
Fonte: O autor

De forma auxiliar ao sistema de aquisição de temperatura por termopares da Eurotherm™ (Figura 23 e Figura 24, acima da fonte Miller), o qual possui 8 canais e uma taxa de aquisição ajustável de 0,016 a 8 Hz, utilizou-se o Sistema de Aquisição de Temperaturas (SAT), produzido pela empresa IMC®, apresentado na Figura 31, que possui 10 canais de aquisição trabalhando com uma taxa de 5kHz.

A utilização de um sistema de aquisição de temperaturas auxiliar deu-se pela necessidade da aquisição em mais pontos de interesse. Também se tornou necessária a utilização de um sistema com uma taxa de aquisição de dados mais alta, uma vez que o ciclo térmico oriundo do processo de soldagem apresenta variações de temperatura abruptas e em frações de segundo. Ambos os sistemas utilizam termopares do tipo K de 1mm de diâmetro

(cada fio) e de base de cromo e alumínio. Ambos os sistemas foram calibrados por seus respectivos fornecedores e o SAT, por ser específico para aquisição de dados de soldagem, apresenta o diferencial da possibilidade de aquisitar dados elétricos de corrente e tensão.

Figura 31. Sistema de Aquisição de Temperatura SAT



Fonte: O autor

Para aquisição de dados de temperatura na região dos cordões de solda, as quais não são possíveis via termopar devido à fusão do mesmo, foi utilizada a câmera FLIR™ modelo SC7000 F/3 (2017). O modelo foi empregado nas filmagens dos processos de soldagem, por possuir uma faixa de medição maior e pelo fato de poder ser exposta à luminosidade do arco elétrico. A câmera FLIR™ modelo T1030sc foi empregada nas filmagens dos processos de aquecimento por indução, por sua faixa de medição ser operacional para com esses níveis de temperatura, bem como pela portabilidade do equipamento. A Figura 32 apresenta os modelos citados e a Tabela 5 apresenta as especificações técnicas do equipamento.

Figura 32. Câmeras FLIR SC7200 F/3 (à esquerda) e FLIR T1030sc (à direita)



Fonte: FLIR (2017) e FLIR T1030sc Datasheet (2018)

Tabela 5. Especificações técnicas das câmeras utilizadas

Característica	FLIR SC7000 F/3	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 300 °C a 1500 °C 1500 °C a 3000°C	-40 °C a 150 °C 100 °C a 650 °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

Fonte: FLIR (2017) e FLIR T1030sc *Datasheet* (2018)

Observando as faixas de medições das câmeras apresentadas na Tabela 5 percebe-se que as câmeras possuem certas faixas operacionais pré-definidas. Tais faixas operacionais são pré-selecionadas nos *softwares* das câmeras pelo operador antes da filmagem, assim configurandos mecanicamente pela câmera filtros e lentes. As temperaturas registradas pela câmera acima ou abaixo dos limites da faixa selecionada não representam valores confiáveis, devendo assim ser desconsideradas.

Para filmagem e avaliação de características físicas dos processos de soldagem empregados, como modo de transferência metálica, comportamento do arco e estabilidade do processo, foi empregada a técnica de filmagem de alta velocidade (ou videografia de alta velocidade) através da utilização da câmera de alta velocidade IDT modelo Y4-D2 (Figura 33). As principais características técnicas da câmera estão expostas na Tabela 6.

Figura 33. Câmera de filmagem em alta velocidade IDT Y4-D2



Fonte: IDT (2017)

Tabela 6. Principais informações técnicas da câmera IDT Y4-S2

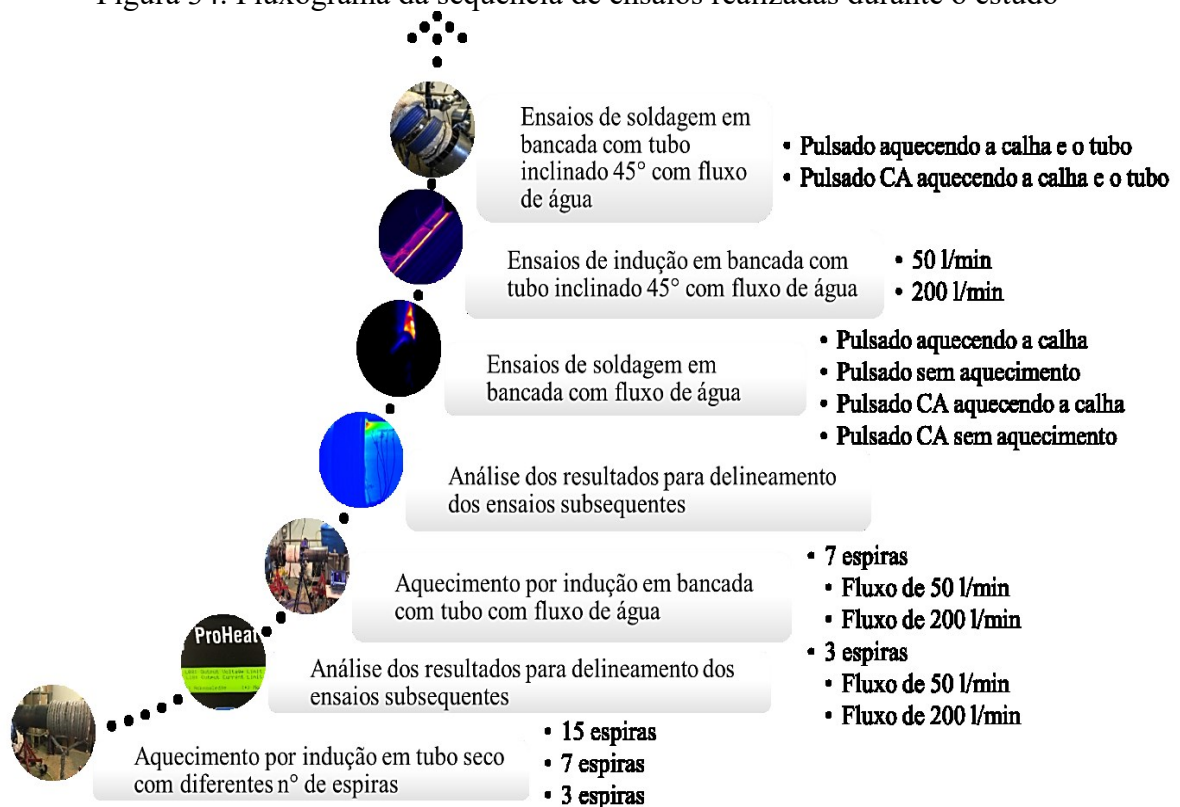
Característica	
Máx. fps com máx. Resolução	4.500 fps e 1024x1024
Nº máx. de quadros/segundo	108.000 fps 1024x16
Tempo de exposição mínimo	1 μ s
Faixa de temp. operacional	-40 °C a +50 °C
Memória	64 GB
Sensor	CMOS
Tamanho da imagem	1 Megapixel
Comunicação	USB 2.0

Fonte: IDT (2017)

3.2 MÉTODOS

Uma vez que não havia conhecimento técnico prévio sobre o uso do equipamento de indução adquirido para aplicação em aquecimento para soldagem em operação, o estudo a ser realizado baseou-se primeiramente em ensaios para compreensão do funcionamento da fonte de aquecimento por indução utilizando diferentes configurações de bobinas, desde o número mínimo de espiras até o máximo número de espiras possível para utilização. Posteriormente foram conduzidos experimentos para verificação dos níveis de temperaturas atingidos em regiões de interesse, estudo de aquecimento por indução em bancadas com fluxo interno de fluido, e por fim, ensaios de soldagem. O fluxograma apresentado na Figura 34 apresenta a sequência utilizada na realização dos ensaios.

Figura 34. Fluxograma da sequência de ensaios realizadas durante o estudo



Fonte: O autor

Para um melhor entendimento, a seguir serão apresentados tópicos abordando cada etapa citada no fluxograma apresentado na anteriormente Figura 34.

3.2.1 Aquecimento por indução

Os ensaios foram realizados com o objetivo de gerar base científica de níveis e condições de aquecimento para as aplicações de aquecimento por indução na soldagem de dutos em operação. Também é buscada a construção de uma base de dados para simulação numérica de aquecimento por indução mediante o uso do software de elementos finitos COMSOL® no contexto de outro trabalho acadêmico, paralelo a este.

Ainda no escopo do projeto, as informações levantadas neste estudo visam auxiliar na seleção e entendimento dos parâmetros de processo e características desejadas de um sistema de aquecimento indutivo que seja otimizado para aplicação de soldagem, de forma a auxiliar no desenvolvimento de uma fonte de indução específica para ao pré-aquecimento de soldagem em operação.

Para esta etapa dos ensaios foi utilizado o modo *Preheat* da fonte Miller, o qual busca aplicar a potência máxima da fonte para aquecer a peça até a temperatura pré-programada no menor tempo possível e após atingir a temperatura-alvo, a manutenção desta por um período de tempo pré-programado (*Soak time* ou tempo de imersão). O número de espiras da bobina foi variado em 3 configurações diferentes, de acordo com a Tabela 7. O estudo das características do aquecimento variando o número de espiras da bobina visa a definição da melhor condição para aplicação do aquecimento para soldagem em operação. A bobina constituída de 15 espiras é a maior possível com o equipamento em questão para o tubo de 12” de diâmetro, possibilitando ainda margem de cabo para conexão da bobina na fonte. A bobina formada por 3 espiras representa a condição mínima para operação da fonte, além de representar a mínima bobina simétrica possível.

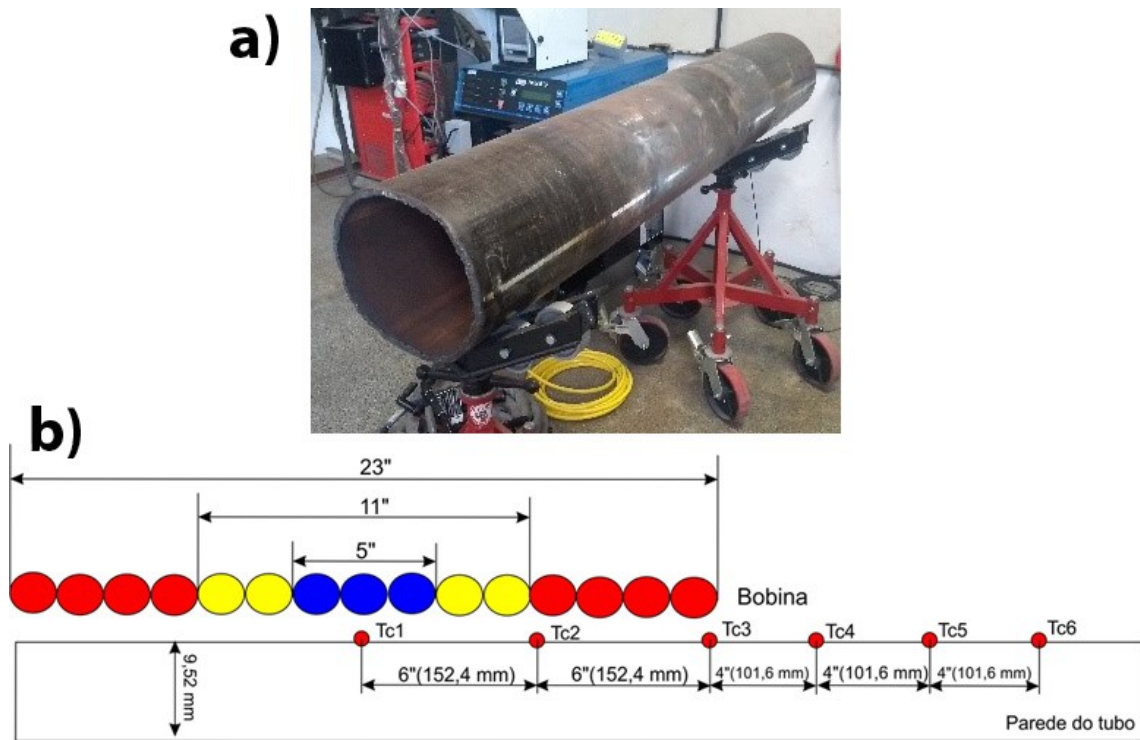
Tabela 7. Ensaios com diferentes configurações de bobina

n° de espiras	n° de bobinas	Largura bobina
15	1	584,2 mm (23”)
7	1	279,4 mm (11”)
3	1	127,0 mm (5”)

Fonte: O autor

Os corpos de prova utilizado consistiu do tubo de aço carbono API 5L Grade B de 12" de diâmetro. Termopares foram fixados na parede externa da peça para verificação da distribuição de temperaturas de forma paralela ao eixo axial do tubo, e após o término da bobina. A Figura 35 mostra a bancada de ensaios e o esquema que ilustra a disposição dos termopares (Tc1, Tc2, Tc3, Tc4, Tc5, Tc6) fixados na parede do tubo para realização dos ensaios iniciais. Em todos os ensaios o termopar de referência foi o Tc1 situado abaixo do centro de cada bobina. Todos os testes foram realizados partindo da peça a temperatura ambiente.

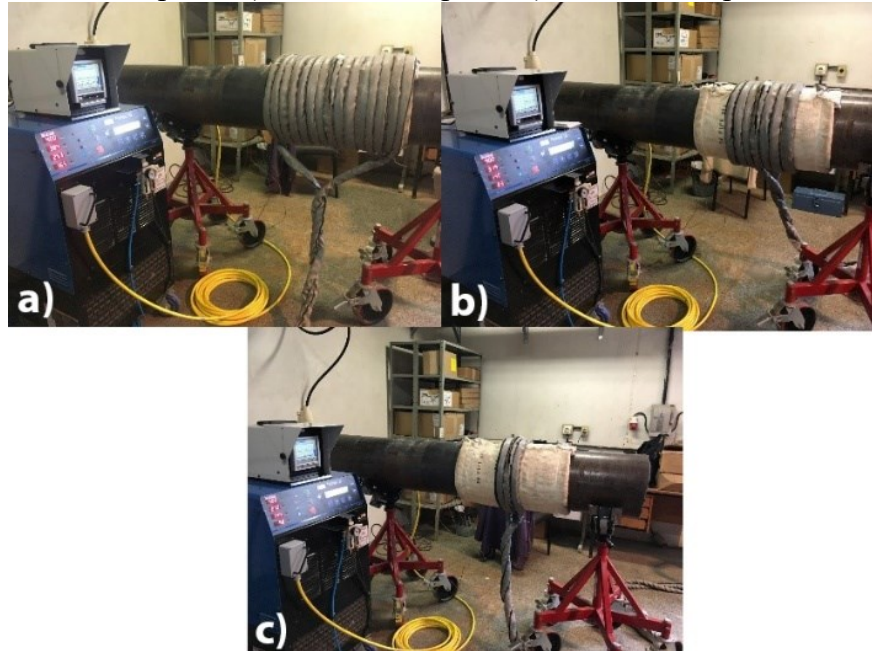
Figura 35. Em a) Bancada de ensaios para aquecimento indutivo; b) Esquema da largura das bobinas e posição dos termopares na peça com 3 espiras azul, 7 espiras amarelo e 15 espiras vermelho



Fonte: O autor

A temperatura máxima (T_{max}) abaixo da bobina (no termopar de controle) foi estipulada nestes ensaios em 400 °C. Este valor foi adotado na tentativa de não modificar a microestrutura do material, pois o mesmo pode sofrer recristalização a partir de valores em torno de 500 °C. Além disso o aquecimento em níveis maiores pode reduzir significativamente o limite de escoamento do material. A Figura 36 apresenta os *setups* de montagem para as configurações de espiras testadas.

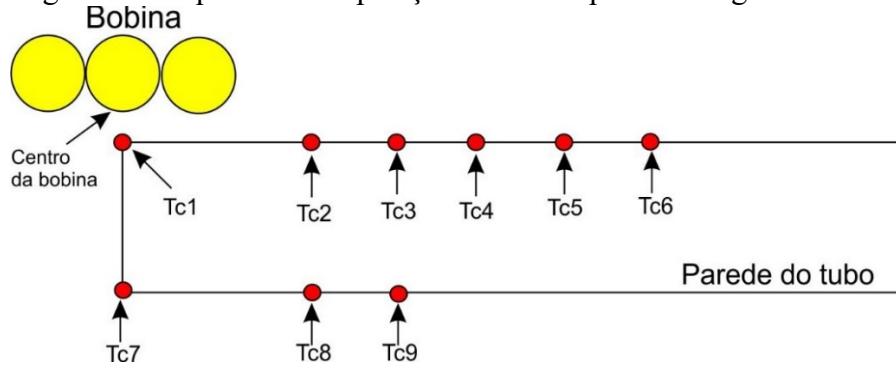
Figura 36. Setup das configurações de bobinas utilizadas nos ensaios. Em a) 1 bobina 15 espiras; b) 1 bobina 7 espiras; c) 1 bobina 3 espiras



Fonte: O autor

A segunda batelada de ensaios foi realizada mudando a disposição dos termopares, os quais foram fixados a partir do fim de cada bobina. Esta etapa teve por objetivo avaliar de forma detalhada as temperaturas de aquecimento em uma região adjacente vizinha à bobina, ou seja, uma região onde seria possível a aplicação do processo de soldagem. O espaçamento entre termopares foi de 25,4 mm (1"), conforme mostra o esquema da Figura 37. Nestes ensaios, mais 3 termopares foram fixados na parede interna do tubo para verificação das temperaturas internas do tubo.

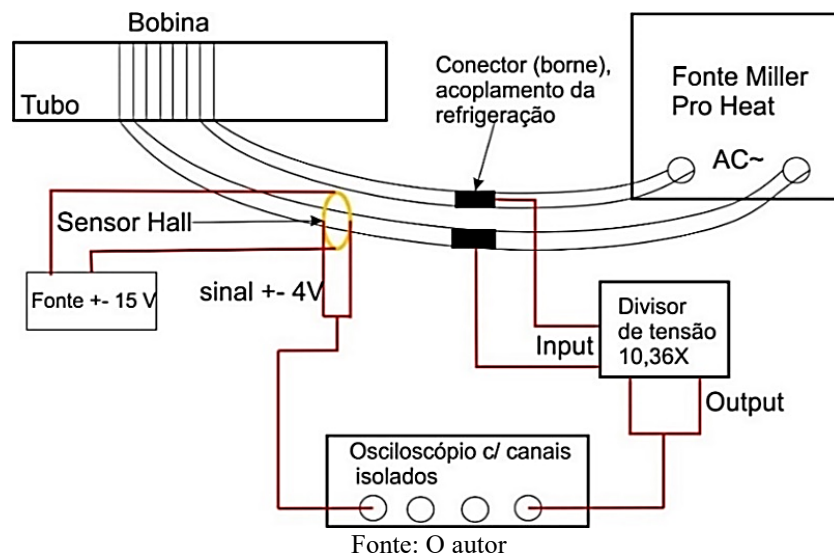
Figura 37. Esquema de disposição dos termopares no segundo ensaio



Fonte: O autor

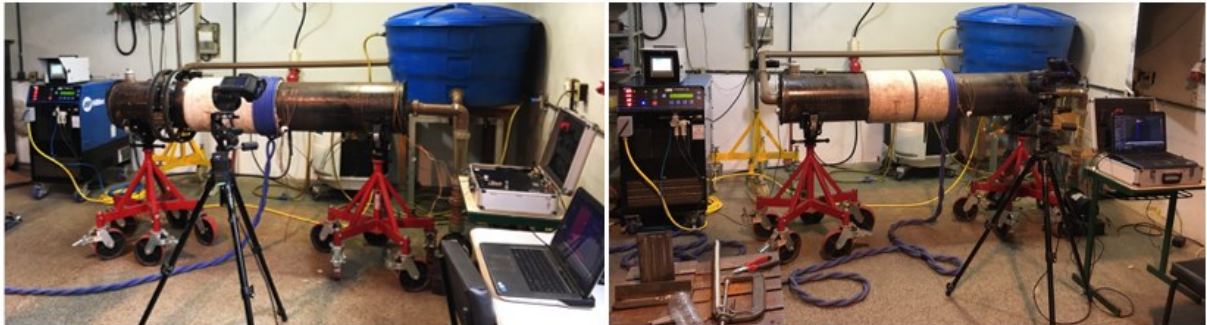
Para medição dos dados elétricos e análise do comportamento da fonte de aquecimento por indução, foram adquiridos dados de corrente e tensão na saída da fonte Miller *Pro Heat* nas três configurações de bobinas utilizadas por meio da utilização de um osciloscópio. Foi necessária a construção e utilização de um divisor de tensão para reduzir a mesma de 600 V para valor mais seguro, na ordem de 60 V e dentro da faixa suportada pelo osciloscópio, conforme o esquema da Figura 38. A corrente foi medida com um sensor Hall com frequência máxima de 50 kHz, conforme também apresenta o esquema da Figura 38.

Figura 38. Esquema da medição de corrente e tensão na fonte Miller Pro Heat 35 kW



Para análise do aquecimento por indução na condição onde o tubo sofre resfriamento forçado foi montada a bancada com circulação de água apresentada na seção 3.1 (Figura 25). Para esta etapa foram utilizadas as configurações de bobinas com 7 e 3 espiras, onde foram testadas as condições com vazão de 50 e 200 l/min para cada configuração de bobina. Foi utilizada água como fluido de circulação. Estes ensaios tiveram por objetivo verificar as temperaturas máximas atingidas em uma região passível de soldagem na situação onde o tubo está com fluxo interno de água. A Figura 39 apresenta a bancada utilizada para esta etapa de ensaios.

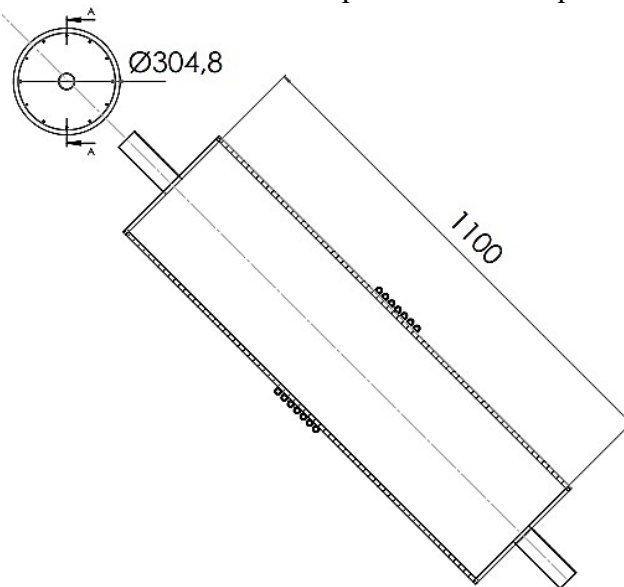
Figura 39. Bancada com circuito de água com 7 espiras (à esquerda) e 3 espiras (à direita)



Fonte: O autor

A posteriori percebeu-se a necessidade da montagem de uma bancada inclinada 45° em relação ao solo para estudo das características do aquecimento em diferentes níveis e condições. Com esta configuração de bancada buscou-se a avaliação do aquecimento do tubo em operação em condições de aquecimento visando maiores temperaturas da região (junta) a ser soldada e de forma a manter a homogeneidade do aquecimento. Desta forma, foi montada a bancada apresentada esquematicamente na Figura 40 e em operação na Figura 41.

Figura 40. Esquema da bancada inclinada para estudo de aquecimento por indução



Fonte: O autor

Figura 41. Bancada inclinada 45°

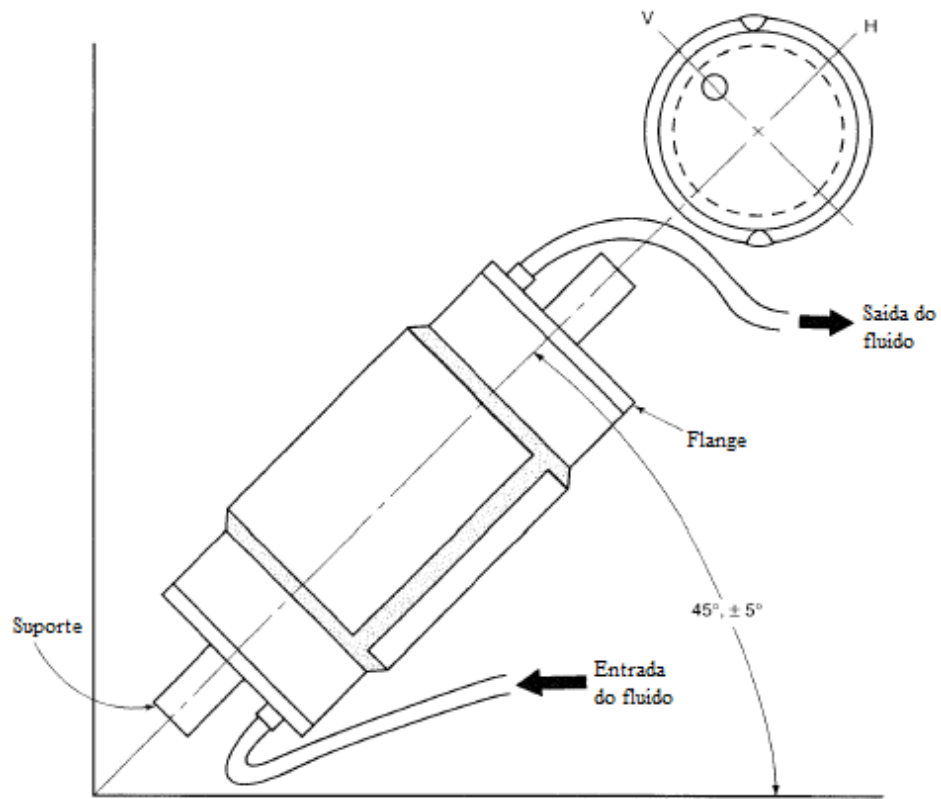


Fonte: O autor

Foram utilizados para os ensaios em bancada inclinada os mesmos valores de vazão utilizados para os testes em bancada horizontal (50l/min e 200 l/min), bem como utilizou-se a mesma disposição dos termopares para aquisição de dados de temperatura em bancada com água circulante (Figura 37). Estes testes foram realizados utilizando apenas a configuração de bobina composta por 7 espiras. Para fins de verificação da homogeneidade do aquecimento, a prática foi monitorada por meio de filmagem termográfica.

A utilização da bancada inclinada em 45° é indicada pela norma *Welding of Pipelines and Related Facilities* API 1104 - Appendix B – *In-service Welding* para qualificação tanto dos processos de soldagem em operação como do soldador. A Figura 42 apresenta o esquema de bancada indicado pela API 1104 (1999).

Figura 42. Bancada de teste para qualificação de soldador e procedimentos de soldagem em operação. (Adaptado de API 1104, 1999)



Fonte: O autor

3.2.2 Variantes MIG/MAG aplicadas e ensaios realizados

Um dos objetivos do trabalho consistiu na parametrização, aplicação e estudo de diferentes variantes do processo MIG/MAG para realização dos procedimentos de soldagem das calhas sobre o tubo. Foram definidas como objeto de estudo as variantes MIG/MAG Pulsado (MIG/MAG – P) e a MIG/MAG Pulsado com Corrente Alternada (MIG/MAG – PCA).

A definição do MIG/MAG – P para aplicação ocorreu diante da solicitação por parte dos interlocutores da PETROBRAS, uma vez que se pretende utilizá-la em futuras aplicações em campo na prática da soldagem para reparo. Uma das maiores justificativas para aplicação deste processo neste tipo de demanda é a possibilidade da soldagem semi-automatizada para reparo de um duto utilizando um processo com características de aporte térmico e transferência metálica bem definidas. A partir desta solicitação, foi aplicado o estudo para parametrização de um processo onde houvesse um processo de consideráveis níveis energéticos e com corrente de pulso (I_p) alta, estabilidade do arco e sem a ocorrência de apagamentos, baixo índice de respingos, e períodos bem definidos. Mediante filmagem de alta velocidade foram aferidas características de transferência metálica com destacamento na condição de uma gota metálica por pulso (UGPP) e destacamento no período de corrente de base do processo, garantindo assim uma transferência metálica contínua, periódica e em baixos níveis de energia.

O procedimento de soldagem foi inicialmente testado em juntas sobrepostas constituídas por chapas planas. As aplicações foram feitas de forma semi-automatizada a partir da utilização do robô antropomórfico Motoman UP-6 e partiram da posição de soldagem sobre-cabeça, uma vez que esta posição seria a mais crítica na soldagem orbital.

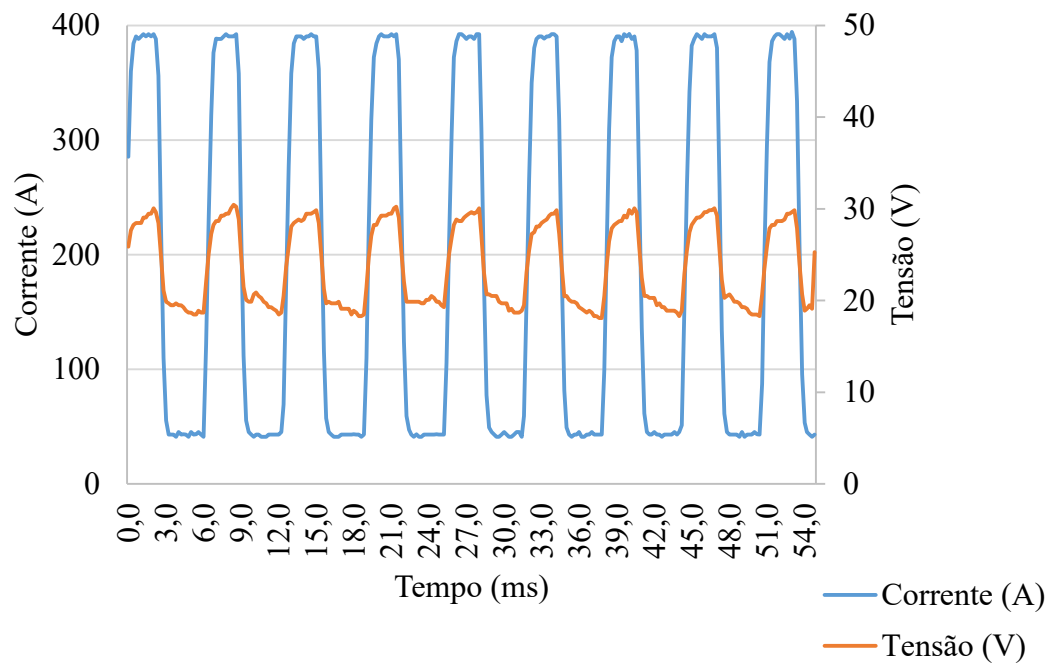
Posteriormente, o processo foi aplicado mediante a utilização do robô antropomórfico sobre trilho RES 7 EngeMOVI® montado sobre o tubo. Foi criado um programa de movimentação orbital com pontos com trajetória a ser realizada. Utilizando um ângulo de tocha de 45°, a aplicação desta variante essa variante foi realizada com a manutenção dos parâmetros da Tabela 8 durante toda a circunferência, independentemente da posição de soldagem. Foi necessária a alteração dos parâmetros Velocidade de Soldagem (V_s) e Velocidade de arame (V_w) na execução do segundo passe, sendo esse o mais crítico, a fim de resolver problema de escorrimento da poça de fusão. A Figura 43 mostra o oscilograma de corrente e tensão para o MIG/MAG-P.

Tabela 8. Parâmetros de soldagem para os 3 passes com processo MIG/MAG – P

Parâmetro	1 passe	2 passe	3 passe
I_p (A)	380	380	380
t_p (ms)	2,7	2,7	2,7
I_b (ms)	40	40	40
t_b (ms)	3,5	3,5	3,5
I_m (A)	191	191	191
V_w (m/min)	6,0	7,2	6,0
V_s (cm/min)	30	45	30
P (W)	5007	5007	5007
Energia de soldagem ⁷ (kJ/mm)	1,0	0,7	1,0

Fonte: O autor

Figura 43. Oscilograma do processo MIG/MAG Pulsado



Fonte: O autor

⁷ A energia de soldagem apresentado não considera as eficiências do processo apresentadas comumente na literatura de soldagem, baseando-se, assim, apenas corrente média, tensão média e velocidade de soldagem.

Buscando uma variante que viesse a proporcionar flexibilidade no aporte térmico sobre o tubo e efetuar a comparação de processos com diferentes valores de potência, optou-se pela parametrização e utilização do MIG/MAG Pulsado com Corrente Alternada (MIG/MAG – PCA). O MIG/MAG-PCA possui como vantagem a redução do aporte térmico na peça, para uma mesma velocidade de alimentação de arame, devido ao seu tempo em polaridade negativa na qual o arco abarca mais o arame, necessitando corrente menor para fundir uma determinada taxa. Assim, a soldagem de componentes mais finos nos quais existe a possibilidade de perfuração torna-se mais segura.

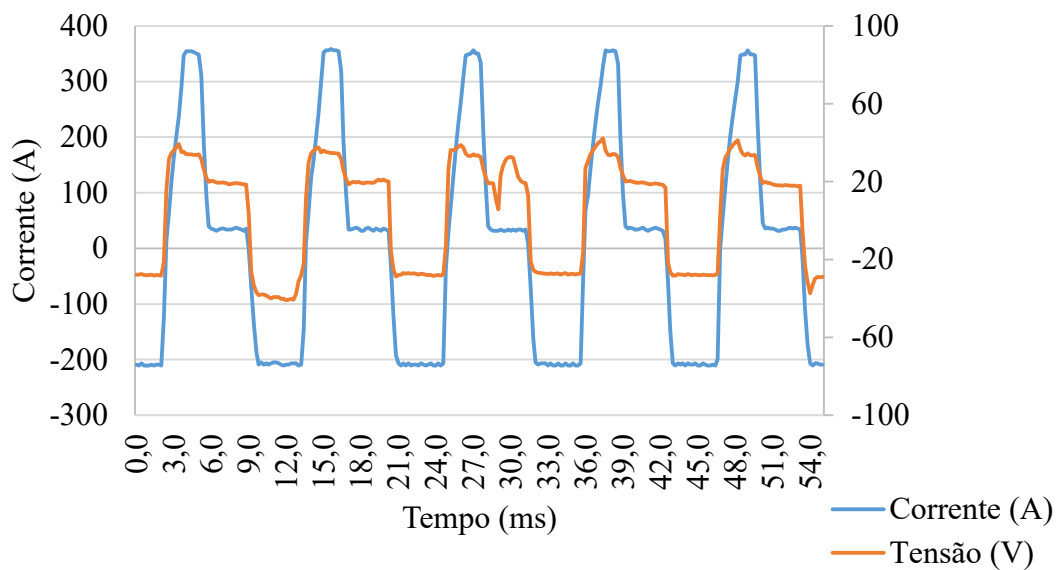
A filosofia utilizada para parametrização da Variante CA foi incrementar a onda do MIG/MAG Pulsado, parametrizada anteriormente, com um valor na polaridade negativa. Assim, nota-se que os valores de corrente e tempo de pulso e base são os mesmos do Pulsado. Esta inclusão de uma fase negativa na onda implicou numa redução na potência média de 8%, com uma taxa de eletrodo negativo (%EN) teórica de 44,5 % e empírica de 48,4%. A Tabela 9 apresenta os parâmetros utilizados na soldagem utilizando a variante PCA e a Figura 44 apresenta o oscilograma do processo MIG/MAG – PCA.

Tabela 9. Parâmetros de soldagem com o MIG/MAG – PCA

Parâmetro	Valor
I_p (A)	380
t_p (ms)	2,7
I_b (A)	40
t_b (ms)	3,5
I_n (A)	217
t_n (ms)	4,0
I_m (A)	192
V_w (m/min)	6,2
% Negativo	44,4%
V_s (cm/min)	30
P (W)	4575
Energia de soldagem (kJ/cm)	0,9

Fonte: O autor

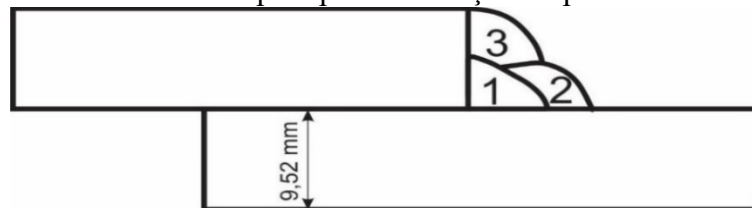
Figura 44. Oscilograma MIG/MAG-PCA



Fonte: O autor

A soldagem circunferencial da Dupla Calha no tubo constitui basicamente uma junta de filete circunferencial, a qual é apresentada esquematicamente na Figura 45. Por condições impostas inicialmente nas tratativas do projeto o qual este trabalho fez parte, realizou-se o preenchimento da junta com três (3) cordões de solda, conforme a sequência numérica apresentada.

Figura 45. Junta de filete para parametrização do processo de soldagem



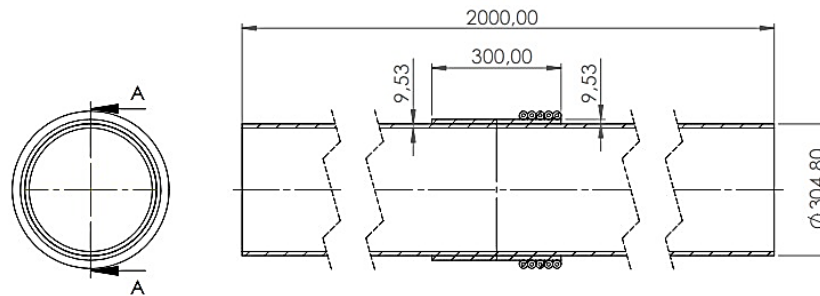
Fonte: O autor

Tal estratégia de deposição corrobora com a indicação de Bruce (2006), Manual de Reparos Atualizado do *Pipeline Research Council International*. De acordo com os resultados de níveis de aquecimento por indução obtidos, foram aplicadas diferentes condições de aquecimento para a soldagem, onde foram realizados procedimentos de soldagem sem aquecimento por indução, soldagem aquecendo apenas a Dupla Calha Tipo B e, por fim, soldagem aquecendo tubo e com a Dupla Calha Tipo B pré-aquecida.

Na situação onde utilizou-se a bancada em posição horizontal, por não serem conseguidas temperaturas de pré-aquecimento relevantes e de forma homogênea no tubo, optou-se pela realização do estudo acerca da influência do pré-aquecimento da calha a ser soldada, além da utilização do valor de vazão interna de água de 380 l/min, valor este muito mais elevado do que o inicialmente recomendado pela equipe da PETROBRAS (50 l/min) e também utilizado por autores em estudos similares (YUNOVICH E THOMPSON, 2005).

Desta forma, foram realizados ensaios de soldagem nas condições com e sem aquecimento da Dupla Calha Tipo B utilizando as duas variantes do processo MIG/MAG já citadas. A Figura 46 apresenta o esquema da bancada utilizada para esta com etapa de ensaios e a Figura 47 apresenta a bancada montada já com robô-manipulador da tocha de soldagem para realização do ensaio.

Figura 46. Esquema da bancada horizontal com setup de bobina para ensaio de soldagem



Fonte: O autor

Figura 47. Bancada horizontal com setup para realização dos ensaios de soldagem

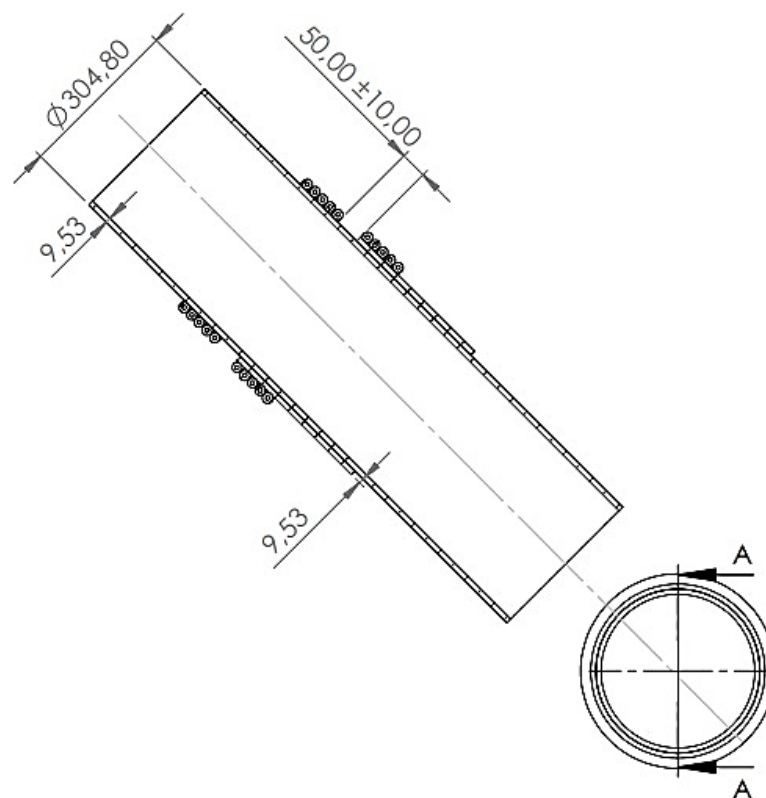


Fonte: O autor

Para realização dos ensaios de soldagem em bancada inclinada, uma vez que se pretende a realização da soldagem com a máxima temperatura de aquecimento do tubo possível, a extremidade da calha a ser soldada foi posicionada na região de maior aquecimento por indução fora da bobina a qual a tocha de soldagem tem acesso. Esta área é estudada e definida nos ensaios de aquecimento por indução.

Foi utilizada ainda a prática de pré-aquecimento por indução da calha à 400 °C por meio de uma bobina composta por 5 espiras posicionada sobre esta. Após o pré-aquecimento da calha, a bobina conectada à fonte era alterada para realização do aquecimento do tubo mediante a utilização de uma bobina de 5 espiras posicionada sobre o mesmo. A Figura 48 apresenta o esquema da bancada inclinada montada com o *setup* para soldagem assistida de aquecimento por indução descrito.

Figura 48. Esquema do *setup* de aquecimento por indução da calha e do tubo em bancada inclinada



Fonte: O autor

Devido questões de controle da fonte de aquecimento por indução Miller *ProHeat* 35kW, não se faz possível o aquecimento simultâneo utilizando as duas bobinas com dois níveis de potência diferentes. Desta forma, optou-se pelo aquecimento de forma prévia da calha e aquecimento do tubo de forma simultânea aos procedimentos de soldagem. Uma vez que a Calha não está diretamente exposta diretamente à alta taxa de resfriamento oriunda da passagem do fluido, esta não resfria de forma instantânea com a interrupção do aquecimento. Já o aquecimento do tubo é mantido durante os procedimentos de soldagem pois este está constante e em uma temperatura estável. A Figura 49 apresenta a bancada inclinada com *setup* utilizado para experimentos de soldagem assistida de aquecimento por indução. Para realização da soldagem com tal limitação de espaço e difícil acesso da tocha, foram utilizados um bocal e um bico de contato apropriado para aplicações desse tipo.

Figura 49. Bancada inclinada com duas bobinas de aquecimento posicionadas (à esquerda) e bocal *narrow gap* posicionado para soldagem (à direita)

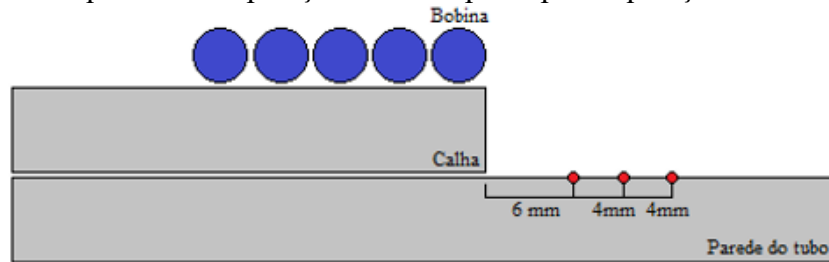


Fonte: O autor

Buscou-se a informação das taxas de resfriamento a qual a região soldada está submetida. Os indicadores considerados nesta análise foram os tempos de resfriamento de 800°C a 500°C ($t_{800-500}$) e de 250°C a 100°C ($t_{250-100}$). Estes indicadores são utilizados em normas técnicas, softwares e trabalhos científicos para avaliação da formação de fases frágeis (bainita e martensita), predição de dureza e susceptibilidade a trincas induzidas por hidrogênio.

Para aquisição dos tempos de resfriamento na faixa de temperaturas de 250°C a 100°C foram posicionados termopares tipo K próximos à junta a ser soldada. A Figura 50 apresenta, fora de escala, o esquema de posicionamento dos termopares.

Figura 50. Esquema da disposição de termopares para aquisição do ciclo térmico



Fonte: O autor

No caso do uso de termopares, não é possível a avaliação do ciclo térmico do cordão de solda em si, sendo aquiritadas a temperatura da região vizinha a este, a qual compreende a ZAC. Como trata-se de uma soldagem multipasses, os termopares são posicionados de forma relativa ao ponto de aplicação do cordão de solda em questão. As aquisições destas temperaturas foram feitas nas posições 1h e 3h, de forma a haver redundância na aquisição de dados. A Figura 51 apresenta a disposição dos termopares sobre uma calha montada na bancada para realização da soldagem.

Figura 51. Dupla calha posicionada para soldagem e disposição de termopares para aquisição do ciclo termico



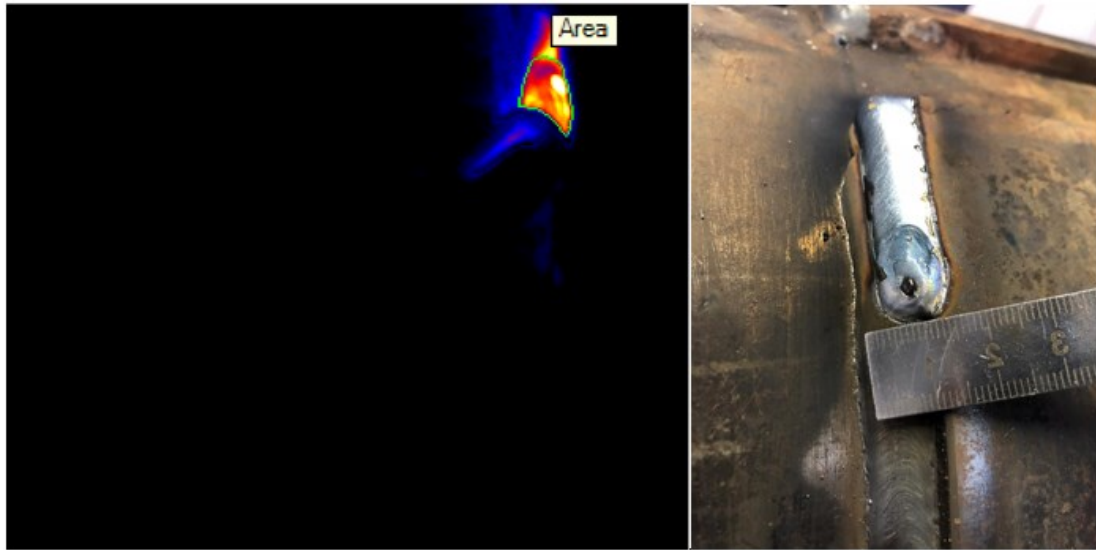
Fonte: O autor

De acordo com o comportamento da poça de fusão no momento da solda, uma vez realizadas as soldas, a distância entre os cordões e os termopares de aquisição pode variar. Outro fato a atentar-se é a dificuldade de se obter dados de temperaturas acima de 500°C via aquisição por termopares devido à necessária proximidade do cordão de solda. Uma vez distantes poucos milímetros da solda realizada (2~3mm), estes termopares já não são expostos a altos valores de temperatura devido à alta taxa de resfriamento oriunda do fluido.

Para aquisição do ciclo térmico dos cordões de solda realizados foi feito o uso da filmagem termográfica dos processos de soldagem. Para isto, foi utilizada câmera FLIR™ modelo SC7200 F/3, a qual foi disposta a 1 metro de distância da região a ser filmada. Foi utilizada a faixa de medição de temperatura de 1500°C a 300°C. A aquisição de dados da filmagem foi feita através da ferramenta “*spot*” do software FLIR Altair, ferramenta esta que faz a média de uma matriz de *pixels* 3x3 gerando dados em termos de radiação, *Digital level* e, atribuindo-se uma determinada emissividade à peça de trabalho, temperatura.

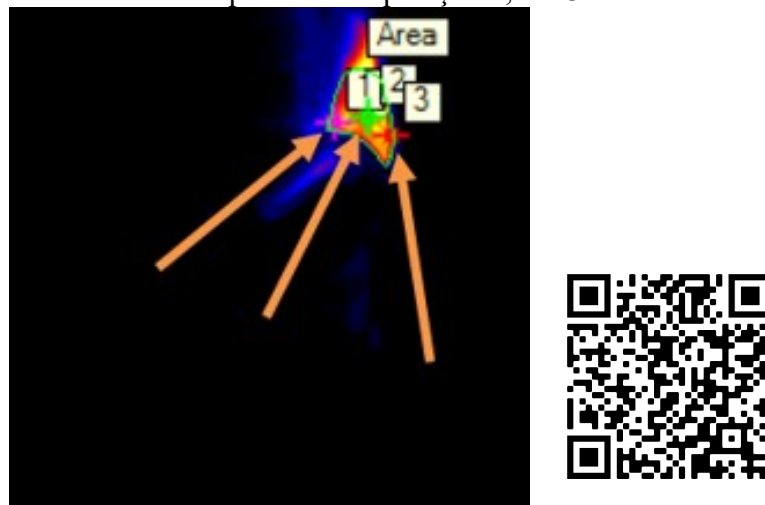
Visando a definição da melhor metodologia de aquisição da temperatura do cordão de solda realizado, buscou-se a determinação da área da poça de fusão com base nas filmagens termográficas realizadas e na da poça de fusão propriamente dita, ambas apresentadas na Figura 52. Foram definidos três diferentes pontos na poça de fusão, que posteriormente vem a formar o cordão de solda, para aquisição de dados de temperaturas e assim obtenção de uma média de temperatura do cordão. A Figura 52 apresenta o método de determinação da poça descrito, onde a área circulada em verde corresponde a poça de fusão, e os pontos 1 (rosa), 2 (verde) e 3 (vermelho), na Figura 53, são os pontos de aquisição de dados.

Figura 52. Determinação do formato da poça de fusão via filmagem e análise visual



Fonte: O autor

Figura 53. Método de medição da temperatura da solda realizada onde as setas apontam os pontos de aquisição 1, 2 e 3

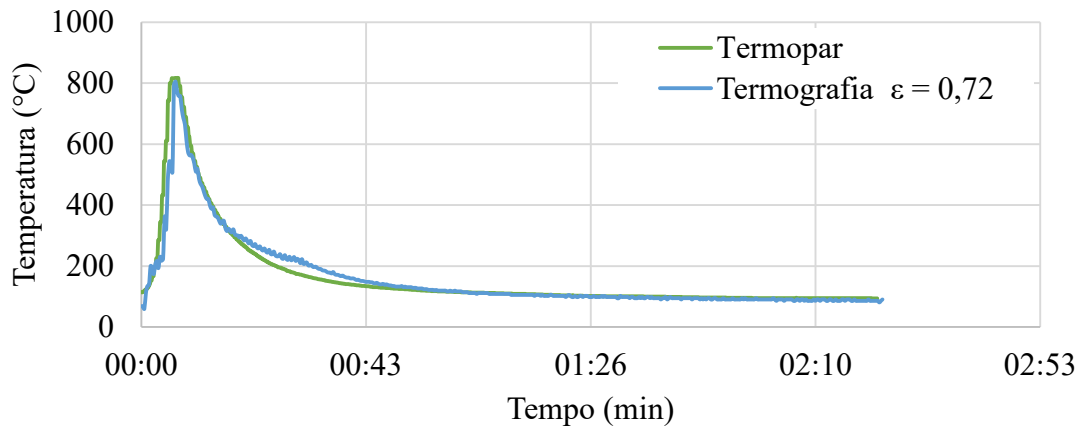


Fonte: O autor

Para determinação da emissividade da superfície soldada foram utilizados dados de temperatura de um ponto obtidos através de aquisição via termopar, e de aquisição por filmagem termográfica de um ponto vizinho. Assim, fez-se necessária a aquisição via termopares de temperaturas acima de 800 °C.

Foram traçadas curvas de temperaturas variando a emissividade do material até que a curva de valores de temperatura obtida por filmagem se aproximasse da curva de valores obtida via termopares. Este método de calibração dos dados é apresentado pela Figura 54.

Figura 54. Curvas de temperaturas obtidas para calibração



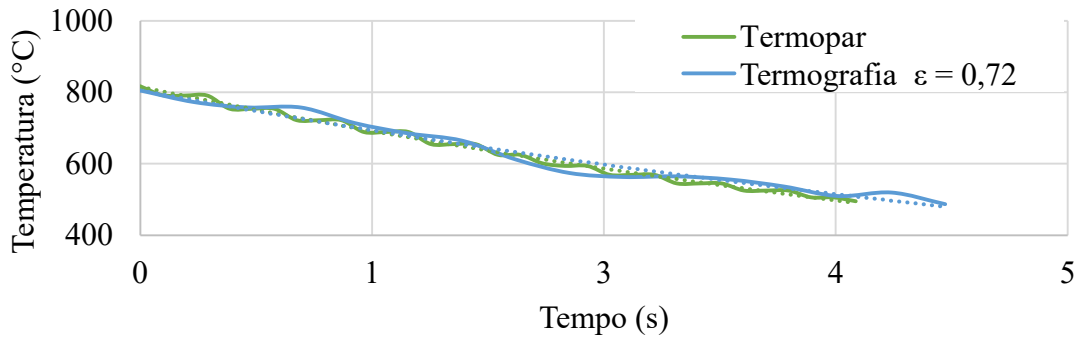
Fonte: O autor

O valor da emissividade varia de acordo com a temperatura do material em questão. Uma vez que é objetivo deste trabalho a aquisição de dados de uma faixa restrita de temperaturas (800°C a 500°C), e para fins de simplificação, foi adotado o valor de emissividade de 0,72 e corrobora com os valores de emissividade para essa faixa de temperaturas apresentado por Frainer (1979) em seu estudo teórico e prático sobre resfriamento de aços com teores de carbono análogos aos aqui utilizados.

Este valor de emissividade implicou em um tempo de resfriamento $t_{800-500}$ de 4,2 segundos. O tempo $t_{800-500}$ obtido através da leitura do termopar em questão foi de 4,0 segundos. Esta diferença de 0,2 segundos equivale a uma diferença percentual de 5% dos valores aquisitados via termopar. A tolerância de medição de valores de temperatura de medição da câmera FLIR SC7200 F/3 é de $\pm 1^\circ\text{C}$.

Como forma de avaliação da variação dos dados de temperatura da curva de tempo de resfriamento $t_{800-500}$, foram traçadas linhas de tendência exponenciais para linearização dos dados e análise das equações de resfriamentos obtidas. A Figura 55 apresenta as curvas retiradas dos gráficos apresentados pela Figura 54.

Figura 55. Curva $t_{800-500}$ para calibração da emissividade ε



Fonte: O autor

A curva de tendência $t_{800-500}$ oriunda dos dados de temperatura obtidos pelo termopar apresentou a equação de temperatura apresentada pela Equação (44), com coeficiente de determinação R^2 de 0,99, ou seja, através da aplicação da equação são obtidos valores que se aproximam em 99% dos valores obtidos empiricamente.

$$T = 815,61 e^{-10985t} \quad (44)$$

Já a curva de tendência $t_{800-500}$ resultado dos dados de temperatura adquiridos via filmagem termográfica apresentou a equação de temperatura apresentada pela Equação (45), com coeficiente de determinação R^2 de 0,97.

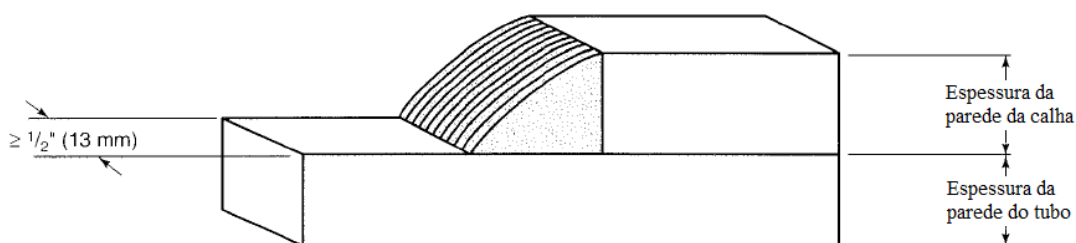
$$T = 805,32 e^{-9937t} \quad (45)$$

Aplicando valores de tempo a estas equações para obtenção de dados de temperatura e levantamento do tempo $t_{800-500}$ foram obtidos os tempos de resfriamento de 3,9 segundos para a curva do termopar e 4,1 segundos para a curva da câmera termográfica, implicando em uma diferença, similar, de 0,2 segundos. A câmera FLIR™ modelo SC7200 F/3 possui seu sistema de filtros de forma mecânica, sendo utilizados para essas medições o filtro para filmagem da faixa de 1500°C a 300 °C. Assim, devem ser desconsiderados os dados de temperatura abaixo de 300 °C obtidos via filmagem por estes não serem confiáveis.

Uma vez realizadas as soldas em todas as condições apresentadas, foram retirados corpos de prova para realização dos ensaios metalúrgicos de macrografias, ensaios de dureza e ensaios de dobramento.

Mediante a realização das macrografias, são apresentadas análise sobre as características dos cordões, como perna do cordão, penetração e fusão da calha. Além disso, mediante a realização da macrografia se torna possível a constatação da ocorrência de quaisquer defeitos ou descontinuidades, como falta de fusão ou de penetração, trincas, poros ou inclusões, que venham a ocorrer. As macrografias foram realizadas de acordo com a norma API 1104 – Apêndice B, como apresenta a Figura 56.

Figura 56. Macrografia segundo a norma API 1104 – Anexo B

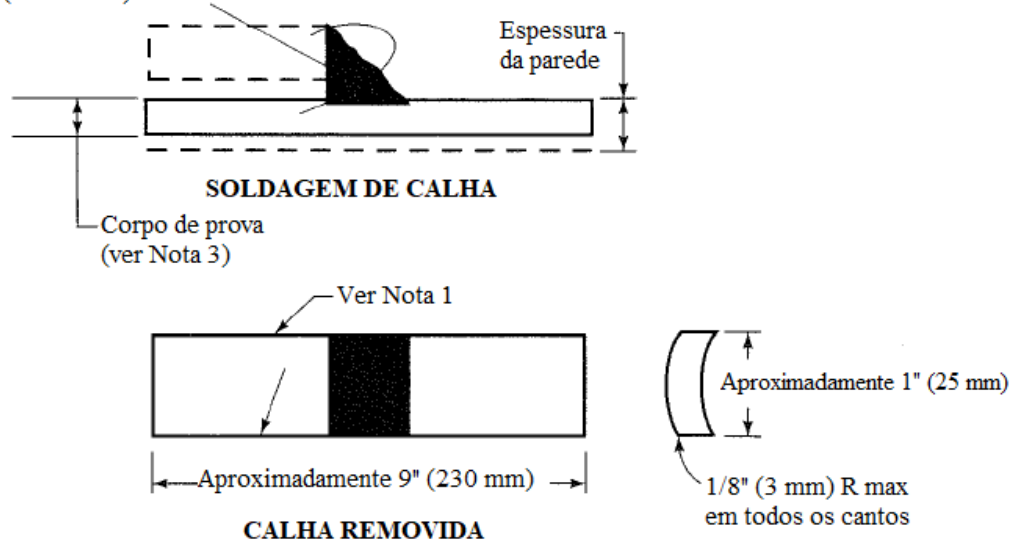


Fonte: Adaptado de API 1104 (1999)

Foram realizados testes de microdureza Vickers HV2 sobre os corpos de prova retirados para macrografias e os valores obtidos empiricamente foram comparados com os valores de dureza oriundos dos métodos de predição de dureza apresentados (Yurioka e Nolan). A comparação dos valores empíricos com tais métodos visa a verificação do método de Yurioka, o qual é comumente utilizado e foi incorporado a *softwares* utilizados pelo PRCI. A aplicação do método de predição de Nolan propende para a comparação com um método desenvolvido utilizando situações experimentais análogas às enfrentadas neste trabalho.

Por fim, foram realizados ensaios de dobramento do tipo dobramento de face (*face-bend test*), o qual é utilizado por autores e pela norma API – 1104 como indicador da presença de trincas induzidas por hidrogênio. Foram correlacionados os resultados obtidos com as situações de soldagem assistida de aquecimento por indução experimentadas. A Figura 57 explica o método de preparo dos corpos de prova segundo a norma.

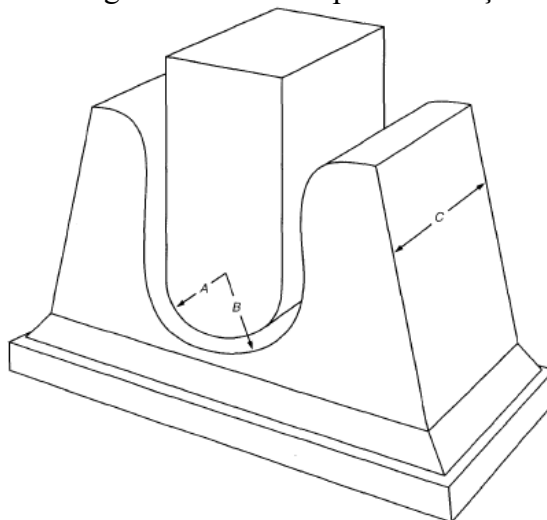
Figura 57. Preparação dos corpos de prova para dobramento de face
Solda removida e superfície nivelada (ver Nota 2)



Fonte: Adaptado de API 1104 – Apêndice B

A Figura 58 apresenta o desenho esquemático da matriz gabarito indicada para realização do ensaio de dobramento, onde $A = 45$ mm, $B = 60$ mm e $C = 50$ mm. Os corpos de prova para dobramento de face não devem ser testados menos de 24 horas após a soldagem. O corpo de prova deve ser colocado na matriz com a solda no meio do vão e face da solda deve ser colocada em direção à lacuna. O êmbolo deve ser forçado para dentro da matriz até que a curvatura da amostra seja aproximadamente em forma de U.

Figura 58. Esquema da matriz gabarito indicada para realização do ensaio de dobramento



Fonte: API – 1104 (1999)

4 RESULTADOS E DISCUSSÕES

Neste capítulo serão apresentados os resultados dos ensaios e das análises realizadas sobre estes. Os ensaios de aquecimento indutivo compreenderam a análise do aquecimento por indução simples em seções de tubos secos inicialmente para conhecimento dos modos de operação e comportamento da fonte. Prosseguiram-se os ensaios de aquecimento por indução em seção de tubo seco, porém, com objetivo da análise do aquecimento e verificação dos níveis de aquecimento em regiões adjacentes à bobina, passíveis de soldagem.

A partir dos resultados dos ensaios em bancada com tubo seco, procederam-se os testes em bancada com água circulante em diferentes níveis de vazão e em posição horizontal, para verificação dos níveis de aquecimento conseguidos e das características desse aquecimento.

Por fim, percebeu-se a necessidade de ensaios de aquecimento indutivo em nova bancada inclinada, montada 45° em relação ao solo e transportando diferentes níveis de vazão.

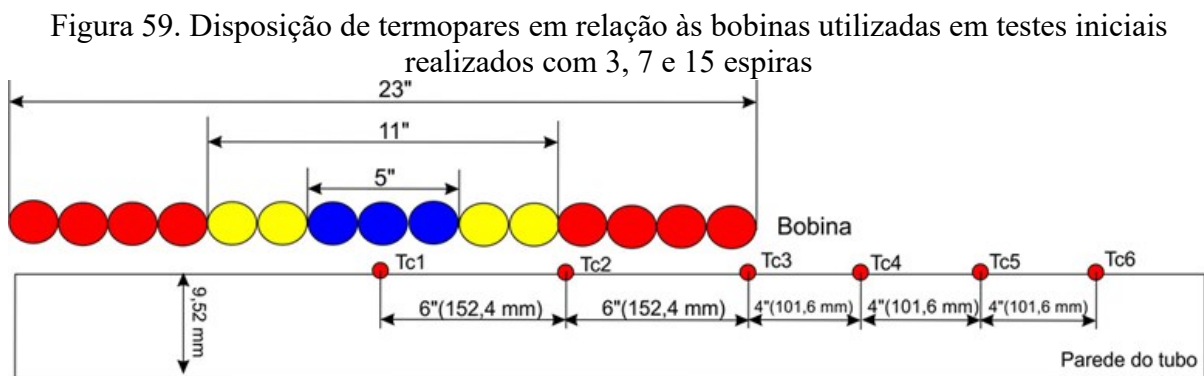
Os ensaios de soldagem consistiram na aplicação das variantes MIG/MAG Pulsado e MIG/MAG Pulsado com Corrente Alternada para soldagem de calhas nas seguintes condições:

- Em bancada horizontal, sem aplicação de aquecimento por indução na calha e/ou no tubo, com o tubo transportando vazão de 380 l/min de água;
- Em bancada horizontal, aquecendo a calha a 400 °C e com o tubo em temperatura de 20°C, com o tubo transportando vazão de 380l/min;
- Em bancada inclinada 45°, pré-aquecendo a calha a 300 °C e aquecendo o tubo a próximo de 100°C na região de soldagem, com o tubo transportando vazão de 50 l/min de água.

4.1 AQUECIMENTO POR INDUÇÃO

4.1.1 Estudo da fonte e ensaios iniciais

Foram realizados os ensaios iniciais em tubo seco utilizando a fonte Miller ProHeat 35 em modo *Preheat* com diferentes configurações de bobinas. A disposição de termopares para aquisição de dados de temperaturas é apresentada na Figura 59, assim como também é apresentada a largura de cada bobina utilizada. O diâmetro do cabo utilizado para composição das bobinas mede 20 mm, porém as medidas das bobinas podem variar de acordo com o espaçamento entre espiras e com a utilização de elementos como capa protetora no cabo, por exemplo.



Fonte: O autor

Foi verificado que neste modo, até atingir a temperatura pré-programada, a fonte fornece a máxima potência possível independentemente do número de espiras ou configuração da bobina, ajustando automaticamente valores de tensão corrente e frequência. Os resultados destes ensaios são apresentados nas Figura 60, Figura 61 e Figura 62. Após atingir os 400 °C a fonte entrou no modo “tempo de encharque” (*Soak Time*) no qual a fonte impõe um menor valor de potência para manter a temperatura no *Tc1* durante o período programado, o qual foi definido em 1 hora na primeira etapa de ensaios, para também avaliação do funcionamento da fonte.

Figura 60. Temperaturas medidas utilizando bobina de 15 espiras

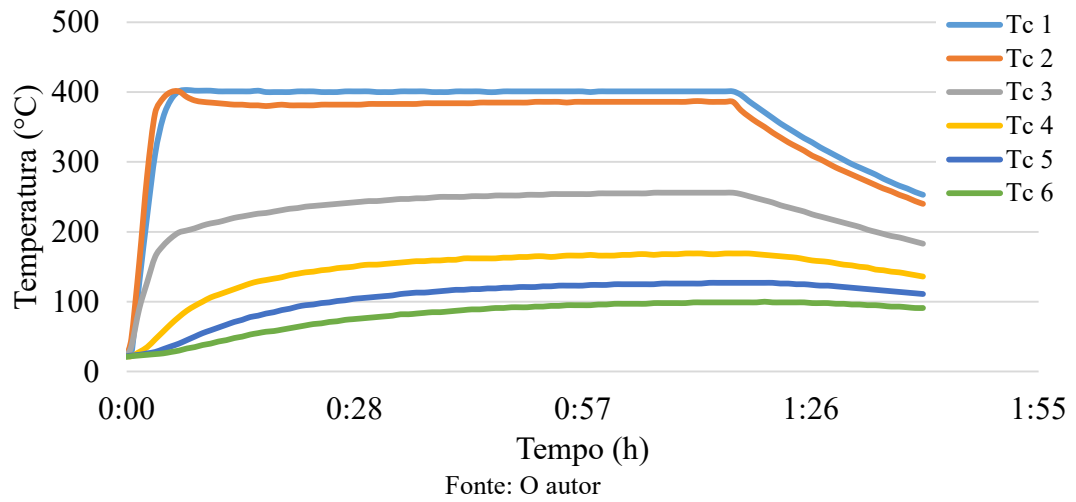


Figura 61. Temperaturas medidas utilizando bobina de 7 espiras

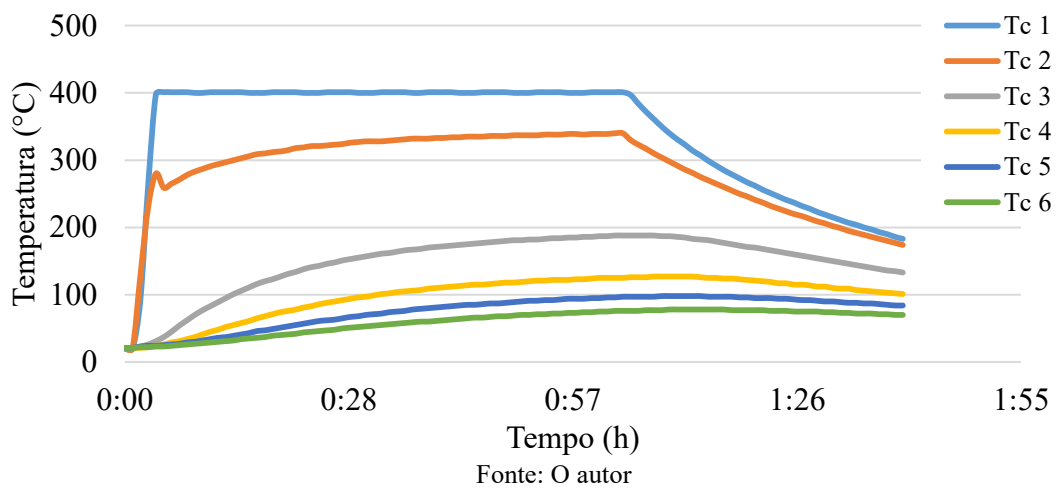
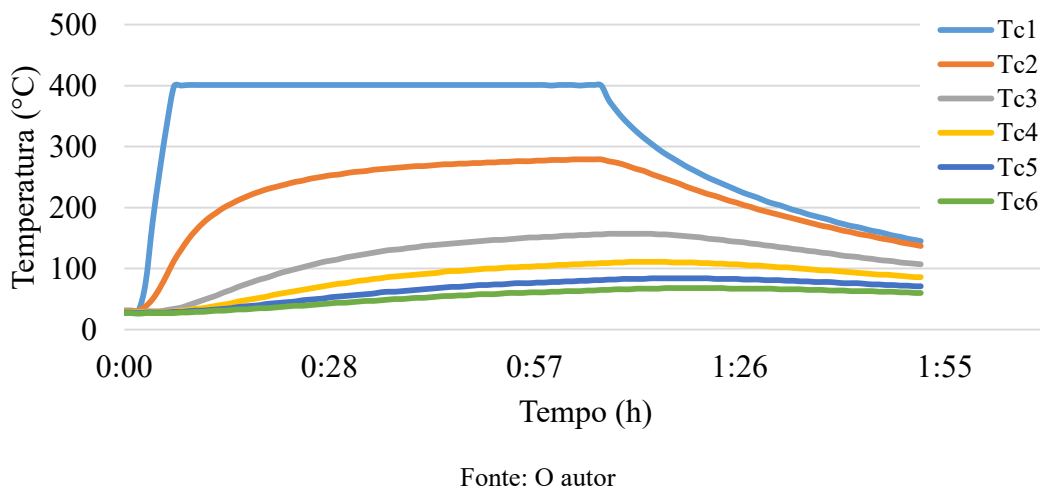


Figura 62. Temperaturas medidas utilizando bobina de 3 espiras



Os ensaios utilizando bobinas compostas de 15 e 7 espiras levaram menor tempo atingir a temperatura de 400 °C no termopar de controle (*T_{cl}*) em comparação com o *setup* com 3 espiras. Enquanto os ensaios com bobinas compostas por 15 e 7 espiras levaram 5 minutos para atingir 400°C na região do tubo localizada abaixo do centro da bobina, a condição com 3 espiras levou o tempo de 7 minutos para atingir a temperatura em questão.

Foi realizada uma análise acerca dos parâmetros elétricos da fonte operando com cada configuração de bobina. Os dados médios de corrente, tensão, potência e frequência para cada condição ensaiada, valores estes disponibilizados pela própria máquina, estão dispostos na Tabela 10 e na Tabela 11.

Tabela 10. Parâmetros elétricos durante a etapa de aquecimento até temperatura pré-definida

Nºespiras	Potência Ativa (kW)	Frequência (kHz)	Corrente RMS (A)	Tensão RMS (V)
15	35,4	10,4	192	525
7	35,4	13,7	263	568
3	15,6	16,8	350	559

Fonte: O autor

Tabela 11. Parâmetros elétricos durante a etapa de *Soak time*

Nºespiras	Potência Ativa (kW)	Frequência (kHz)	Corrente RMS (A)	Tensão RMS (V)
15	3,0	8,1	49	145
7	3,6	11,9	65	157
3	6,0	16,4	123	289

Fonte: O autor

Analisando estes dados, percebe-se que para as condições com 7 e 15 espiras, a fonte conseguiu operar em seu limite máximo nominal de potência ativa (35,4kW). Por outro lado, na configuração de 3 espiras, na etapa de aquecimento até a temperatura pré-definida, a fonte Miller não conseguiu operar impondo sua potência ativa máxima, onde, nesta configuração a fonte atingiu o valor máximo de corrente 350 A. Apesar disso, nas 3 condições a temperatura desejada no termopar de controle (400°C) foi atingida.

Mediante a teoria do aquecimento indutivo apresentada, a redução da potência ativa na situação operando com três espiras pode ser atribuída à própria constituição da bobina. Uma redução no número de espiras implica na redução proporcional no campo e no fluxo magnético Φ_B gerado pela bobina. A redução no número de espiras N implica ainda na redução da força eletromotriz total gerada pela variação do campo magnético, diminuindo assim a diferença de potencial, a passagem de corrente que aquece a peça e, conseqüentemente, diminuindo a potência ativa total entregue à peça.

Outro parâmetro diretamente proporcional ao número de espiras é indutância L da bobina, a qual diminui a partir da diminuição do número de espiras. A reatância indutiva X_L do circuito é diretamente proporcional a indutância L do circuito, assim, a diminuição da indutância do circuito como um todo implica numa diminuição do valor da impedância X do circuito. A impedância da bobina é diretamente proporcional à resistência e à reatância do circuito como um todo.

Ao utilizar-se menos espiras há uma diminuição da resistência tanto da bobina, devido ao menor comprimento de cabo formando bobinas, quanto da peça de trabalho (tubo), uma vez que há menos área sob a bobina. Assim, de acordo com as teorias apresentadas no Tópico 2.2.1 e com os resultados obtidos, a redução da impedância implica também na redução da potência ativa observada. Por outro lado, no caso da fonte *Miller*®, a redução de impedância ao se utilizar bobinas com menos espiras faz com que a fonte aplique maiores valores de corrente para uma mesma potência, até atingir o valor máximo de 350 A.

Como foi visto nas equações apresentadas, a corrente do indutor é um dos fatores de grande influência na capacidade de gerar aquecimento na peça por meio de um sistema indutivo. Assim, sendo possível a utilização de maiores valores de corrente seria possível, apesar da menor impedância, aplicar ainda valores altos de potência ativa e de aquecimento.

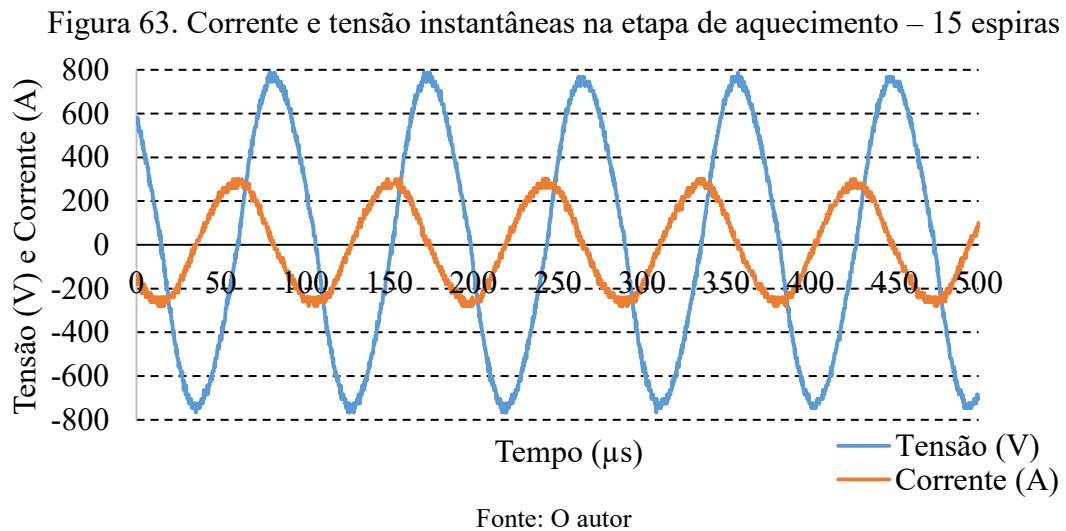
De uma forma mais direta, analisando o conjunto bobina-tubo considerando este um transformador ideal percebe-se, por meio da relação apresentada pela Equação (39), que a redução do número de espiras, como também a redução da impedância refletida resultado disto, implica na redução direta da potência total do sistema. No caso da fonte *Miller*® e seu controle interno, foi percebido que a redução do número de espiras ocasiona em uma resposta da fonte de utilizar maiores valores de corrente para manter o aquecimento. Considerando que o valor máximo de corrente é limitado em 350 A, a potência ativa acaba sendo menor para o caso de

menos espiras. Aparentemente, a fonte controla a corrente na bobina, fornecendo tensão suficiente para que se obtenha a corrente desejada.

Apesar disso, para o caso de menos espiras, a potência está sendo distribuída por uma área menor, podendo gerar assim uma maior densidade de potência, que é desejável para aplicação de aquecimento de dutos em operação.

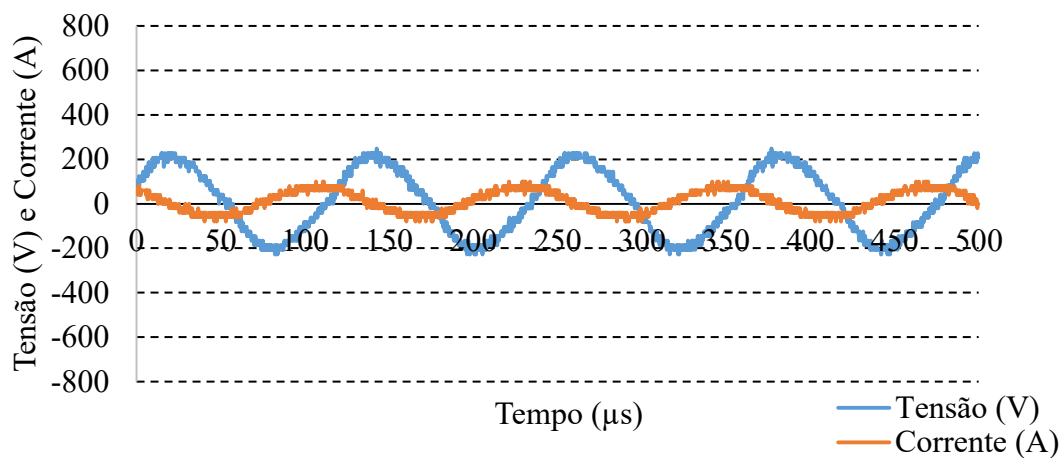
Yunovich e Thompson (2005) realizaram testes de aquecimento por indução em uma dutovia em Regina, Saskatchewan, Canadá. Os autores procederam o aquecimento de um tubo de 34” de diâmetro e na calha a ser soldada neste utilizando duas fontes *Miller Intellifire*™ 250 de 25kW de potência, sendo uma fonte dedicada ao aquecimento da calha e a outra ao tubo. Com bobinas compostas por 11, 9 e 7 e 5 espiras, os resultados dos autores mostram que nas condições com bobinas compostas por 5 espiras as fontes não operaram em sua capacidade máxima de potência, corroborando assim com os resultados obtidos neste trabalho.

De forma a auxiliar o estudo, foram realizadas as medições de tensões e correntes instantâneas⁸ de cada ensaio por meio do uso de um osciloscópio. Tais medições são apresentadas abaixo, na forma de gráficos, da Figura 63 à Figura 68.



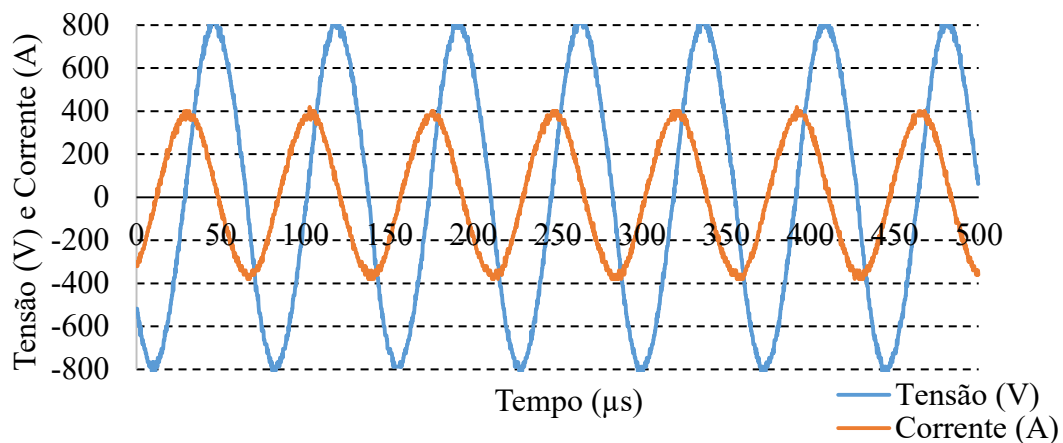
⁸Tensões e correntes instantâneas são os valores nominais apresentados nas ondas senoidais. Em circuitos CA, a corrente/tensão é geralmente utilizada valor eficaz (ou RMS) por este representar o valor de uma tensão/corrente contínua que produz a mesma dissipação de potência que a tensão/corrente periódica. A tensão/corrente em RMS equivalem às grandezas instantâneas divididas por $\sqrt{2}$.

Figura 64. Corrente e tensão instantâneas no *Soak time* – 15 espiras



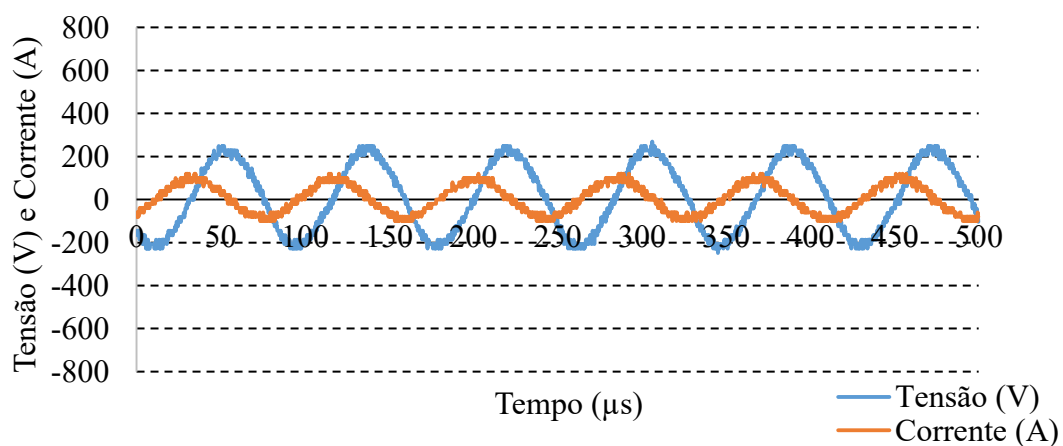
Fonte: O autor

Figura 65. Corrente e tensão instantâneas na etapa de aquecimento – 7 espiras



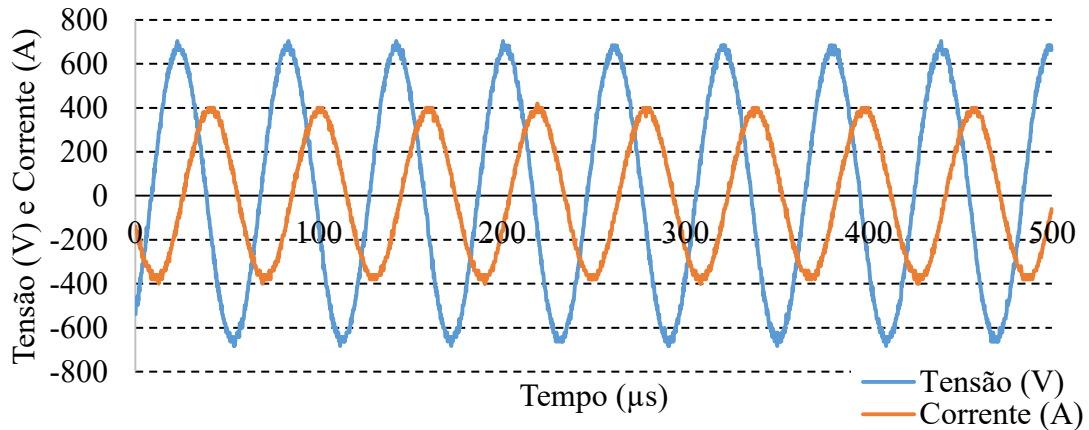
Fonte: O autor

Figura 66. Corrente e tensão instantâneas no *Soak time* – 7 espiras



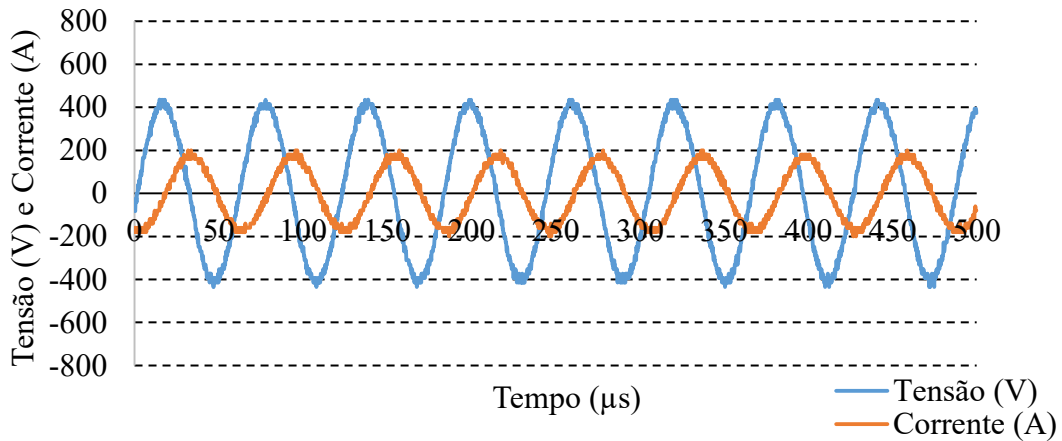
Fonte: O autor

Figura 67. Corrente e tensão instantâneas na etapa de aquecimento – 3 espiras



Fonte: O autor

Figura 68. Corrente e tensão instantâneas no *Soak time* – 3 espiras



Fonte: O autor

Fato apresentado na forma de dados na Tabela 10 e na Tabela 11, a análise dos oscilogramas exibe graficamente o aumento da frequência de acordo com a redução do número de espiras. Como discutido nas teorias e equações, a redução no número de espiras implica na redução da indutância e, conseqüentemente, da impedância. De forma atenuar tal redução na impedância, o aumento da frequência por parte do controle interno da máquina reflete num aumento proporcional da reatância indutiva, e, assim, da impedância do circuito como um todo. Outro fato a ser discutido, uma vez que a capacitância da máquina é fixa, quanto menor for a indutância, maior tem que ser a frequência para que a fonte trabalhe em ressonância.

Analisando os oscilogramas apresentados também fica graficamente evidente o aumento de corrente e tensão de forma automática pela fonte. Desta forma, utilizar-se um baixo

número de espiras implica situações de trabalho com valores de tensão e corrente próximos do limite da fonte *Miller ProHeat® 35*. Os dados obtidos por meio das medições dos oscilogramas obtidos na condição utilizando 15 espiras são apresentados para comparação e análise na Tabela 12.

Tabela 12. Dados dos oscilogramas – bobina de 15 espiras em aquecimento e em *Soak time*

Modo	Potência Ativa (W)	Corrente instantânea (A)	Tensão instantânea (V)	Potência Aparente (VA)	Fator de Potência (cos ϕ)	Ângulo de fase (ϕ)	Ângulo de fase medido (ϕ)
Aquecimento	35400	280	787	100795	0,41	84°	82°
<i>Soak</i>	3000	80	207	7233	0,10	65°	69°

Fonte: O autor

Comparando as condições em regime de aquecimento e em *Soak time*, é percebido o controle da fonte de forma a manter 400°C durante o período pré-determinado por meio do ajuste de tensão, e consequentemente, ajuste de corrente e de fator de potência. O ângulo de fase medido nos oscilogramas foi comparado com o ângulo de fase calculado por meio da teoria do triângulo de potências, onde o valor destes se aproximou consideravelmente.

Analisando os valores de potência aparente, apesar dos altos valores, e ainda o aumento destes de acordo com o aumento nos valores de corrente e tensão, no sentido prático, estes não apresentam um significado real prático no aquecimento por indução da peça-trabalho.

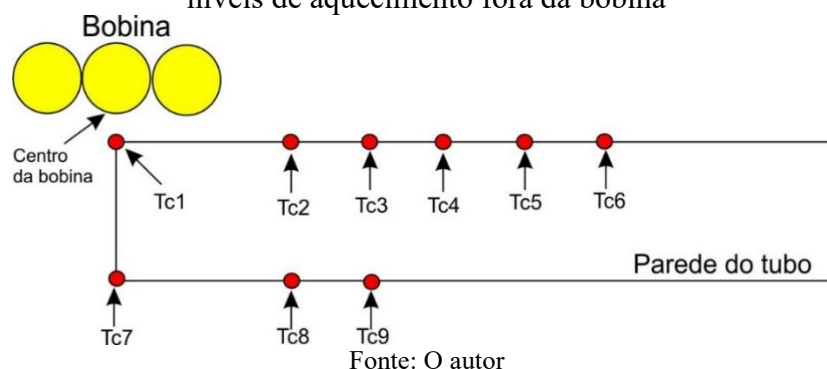
Com os dados obtidos mediante os ensaios apresentados foi possível entender importantes questões do funcionamento da fonte e do sistema de aquecimento indutivo com diferentes configurações construtivas de bobinas.

4.1.2 Ensaios em bancada horizontal com tubo seco

Alterando a disposição dos termopares, os quais foram fixados a partir do fim de cada bobina para a batelada de ensaios seguinte, foram feitas aquisições de temperaturas de aquecimento também para com as três configurações de bobinas definidas (3, 7 e 15). O objetivo foi verificar as temperaturas máximas atingidas em uma região acessível para soldagem, ou seja, fora da bobina. O *Tc1* foi novamente definido como termopar de controle e fixado no tubo abaixo do centro de cada bobina, o primeiro termopar localizado fora da bobina

foi fixado a 25,4 mm do fim desta e o espaçamento entre termopares foi definido em 25,4 mm, conforme mostra o esquema da. Nestes ensaios, mais 3 termopares foram fixados na parede interna do tubo, conforme também ilustra a Figura 69.

Figura 69. Esquema da disposição dos termopares na série de ensaios para avaliação dos níveis de aquecimento fora da bobina



O *Soak Time* foi definido em 30 minutos e ao entrar em regime os termopares apresentaram as temperaturas da Tabela 13.

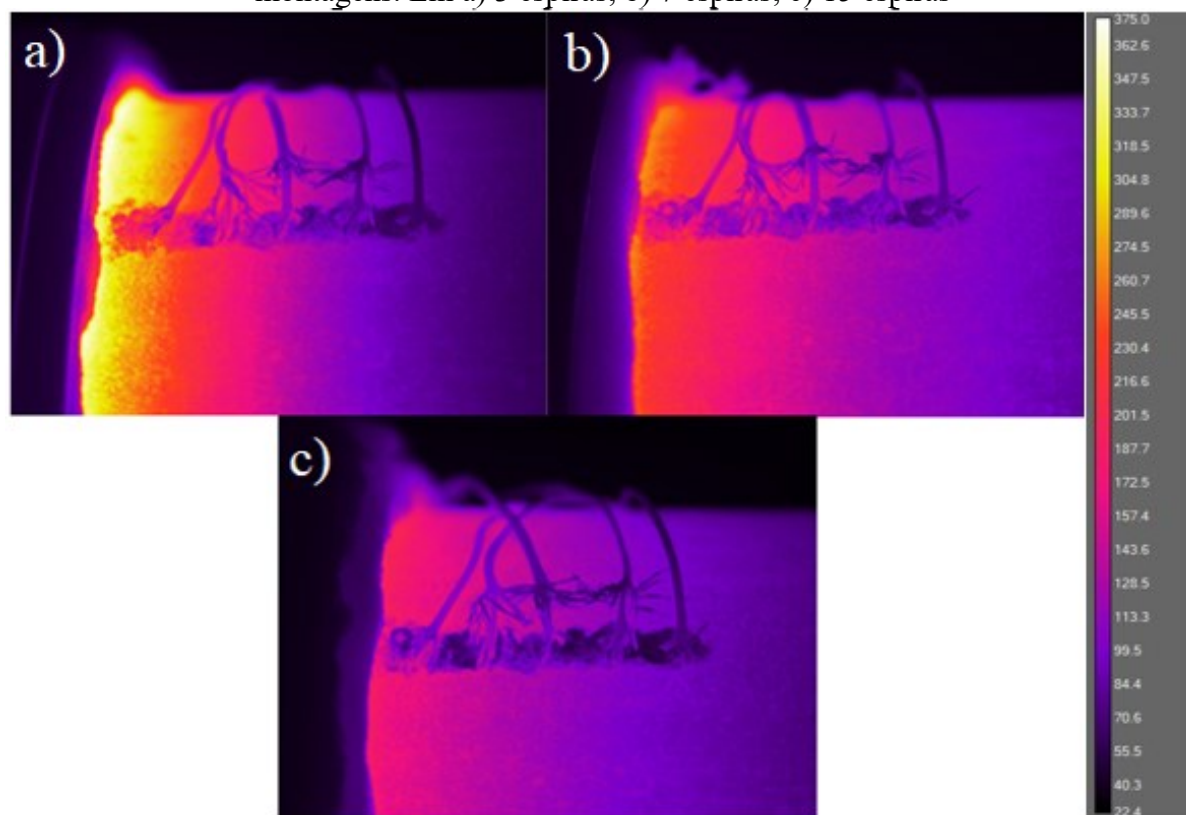
Tabela 13. Temperaturas aquisitadas a partir dos ensaios em tubo seco

	Tc1 (°C)	Tc2 (°C)	Tc3 (°C)	Tc4 (°C)	Tc5 (°C)	Tc6 (°C)	Tc7 (°C)	Tc8 (°C)	Tc9 (°C)
15	401	193	167	148	129	118	371	193	167
7	401	252	192	165	153	133	377	241	199
3	401	308	220	190	156	133	380	280	188

Fonte: O autor

As temperaturas para cada condição foram monitoradas também por meio de filmagem termográfica. A realização da filmagem surge como verificação da homogeneidade do aquecimento, como forma de validação do próprio método de aquisição de dados, quando utilizado em paralelo com os termopares, e como forma de redundância dos dados obtidos. As imagens em escala para as 3 condições de espiras são apresentadas na Figura 70. A emissividade do tubo foi corrigida para esses níveis de temperatura a partir dos dados das curvas de temperatura aquisitas via termopar. Como apresenta a Figura 70, o tubo foi aquecido de forma homogênea e os termopares foram fixados na posição 11h.

Figura 70. Termografia a partir do fim da bobina nos ensaios com tubo seco em diferentes montagens. Em a) 3 espiras; b) 7 espiras; c) 15 espiras



Fonte: O autor

Por meio da análise dos dados apresentados na Tabela 13, assim como analisando a Figura 70, a configuração de bobina com menor número de espiras apresenta temperaturas de aquecimento maior em uma região adjacente à bobina. Esse resultado pode ser atribuído ao fato da potência ser dissipada em uma área menor do tubo, proporcionando que o calor fique mais concentrando. Além disso, é percebido um gradiente de temperaturas do centro da bobina, ponto de maior aquecimento (e ponto de controle da temperatura de aquecimento T_{c1}), para a extremidade. Dessa forma, os resultados que indicam que a utilização de bobinas constituídas de um número de espiras menor é uma condição que proporciona temperaturas mais elevadas em uma região adjacente a esta, ou seja, implica em temperaturas de aquecimento maiores em uma área acessível à soldagem.

Vistos os resultados das análises realizadas nos ensaios apresentados no tópico 4.1.1, bem como os resultados vistos neste tópico, é estabelecido que a situação ideal para aplicação do aquecimento por indução de forma a assistir a prática da soldagem em operação se caracteriza a partir da utilização de bobina construída com o menor número de espiras e que ainda proporcione a fonte operar em sua capacidade total. Tal situação proporcionaria o maior nível de aquecimento possível na região de interesse, no menor tempo e utilizando a fonte fornecendo sua capacidade máxima de potência ativa.

No caso da fonte comercial Miller® *Proheat* 35kW, essa situação ocorre, para um tubo de 12", na situação entre 7 e 3 espiras, onde 3 espiras está no limite testado da utilização. Além disso, faz-se necessária a ênfase sobre as questões contrutivas da bobina. A bobina montada com o menor espaçamento possível em relação ao tubo, bem como com o menor espaçamento entre espiras possível implica numa melhor condição de trabalho e melhor eficiência. A Fonte Miller ainda em seu *display* apresenta mensagens indicando a verificação de aperto da bobina e das espiras.

4.1.3 Ensaios em bancada horizontal com circuito de água circulante

Conforme visto no tópico anterior, as condições com menos espiras apresentaram maiores níveis de aquecimento fora da bobina. Portanto, nos testes em bancada horizontal com fluxo de água apenas as condições com 7 e 3 espiras foram aplicadas em ensaios nos quais foram utilizados diferentes níveis de vazão interna de água no tubo. A nova etapa de ensaios teve por objetivo a verificação dos níveis de aquecimento do tubo transportando água em diferentes níveis de vazão. A Tabela 14 apresenta os valores de vazão utilizados nos ensaios para cada configuração de bobina.

Tabela 14. Valores de vazão para cada configuração de bobina

Nºespiras	Vazão 1 (l/min)	Vazão 2 (l/min)
7	50	200
3	50	200

Fonte: O autor

Foram realizados cálculos de velocidade de escoamento do fluido e do Número de Reynolds, conforme a Tabela 15. Para todas as condições ensaiadas a equação indica escoamentos do tipo turbulento, assumindo-se valores de *Reynolds* acima de 2400 para isto.

Tabela 15. Dados utilizados para cálculo da velocidade e Reynolds

Vazão (l/min)	Φ tubo (m)	μ (Pa.s)	P (kg/m ³)	v (m/s)	Re
50	0,285	$1,003 \times 10^{-3}$	1000	0,013	3701
200				0,052	14981

Fonte: O autor

O valor mínimo de vazão de 50l/min foi definido com base na limitação da bancada de ensaios, onde o rotâmetro instalado apresenta tal valor mínimo de vazão. A água foi escolhida como fluido a ser utilizado nos ensaios tanto pela evidente disponibilidade, bem como pelo fato de ser ótimo condutor de calor, proporcionando taxas de resfriamento severas, como mostrado por Bruce (1994). Novamente foi aplicado o modo *Pre heat* da fonte e o monitoramento térmico seguiu por meio de filmagem com câmera termográfica e aquisição de dados via termopares. A Figura 71 mostra uma visão geral do setup da bancada com circulação de água.

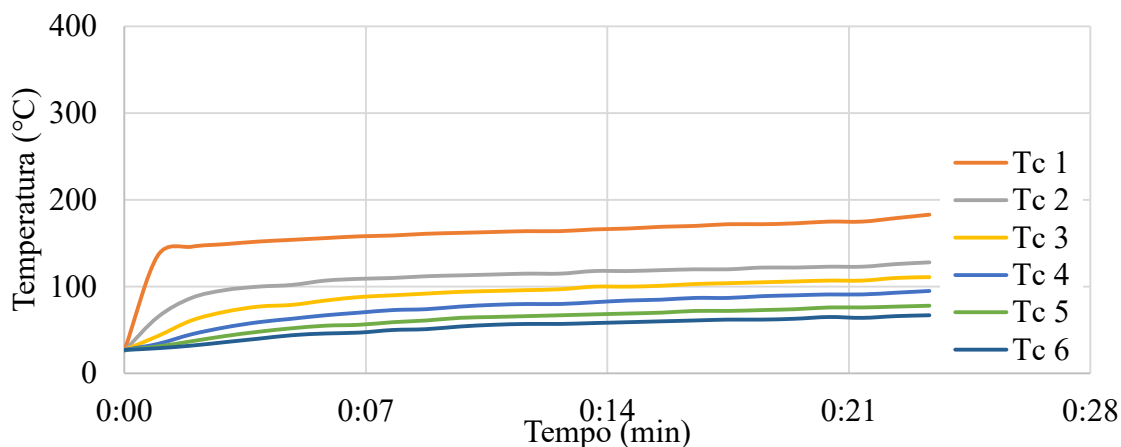
Figura 71. Ensaio de aquecimento por indução em bancada com fluxo de água



Fonte: O autor

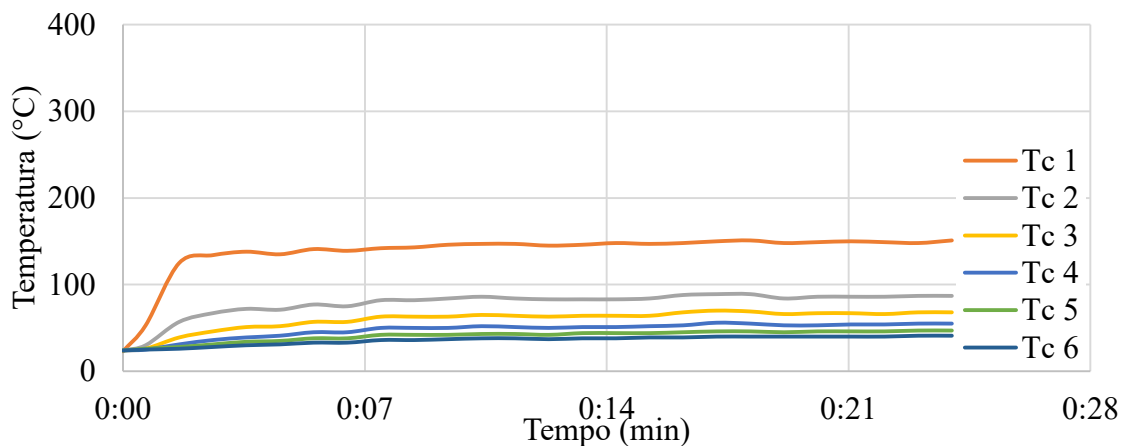
As aquisições das temperaturas na superfície do tubo para cada condição ensaiada são apresentadas da Figura 72 a Figura 75, em um tempo de ensaio de 25 minutos. Um dos fatores limitantes para o tempo de ensaio é a temperatura da água, a qual é mantida a 20°C pelo *Chiller* instalado. É importante ressaltar que a disposição dos termopares foi mantida de acordo com os testes com tubo seco, como apresentado na Figura 69 mostrada anteriormente.

Figura 72. Ciclo térmico de aquecimento com bobina de 3 espiras com vazão de 50l/min



Fonte: O autor

Figura 73. Ciclo térmico de aquecimento com bobina de 3 espiras com vazão de 200l/min



Fonte: O autor

Figura 74. Ciclo térmico de aquecimento com bobina de 7 espiras com vazão de 50l/min

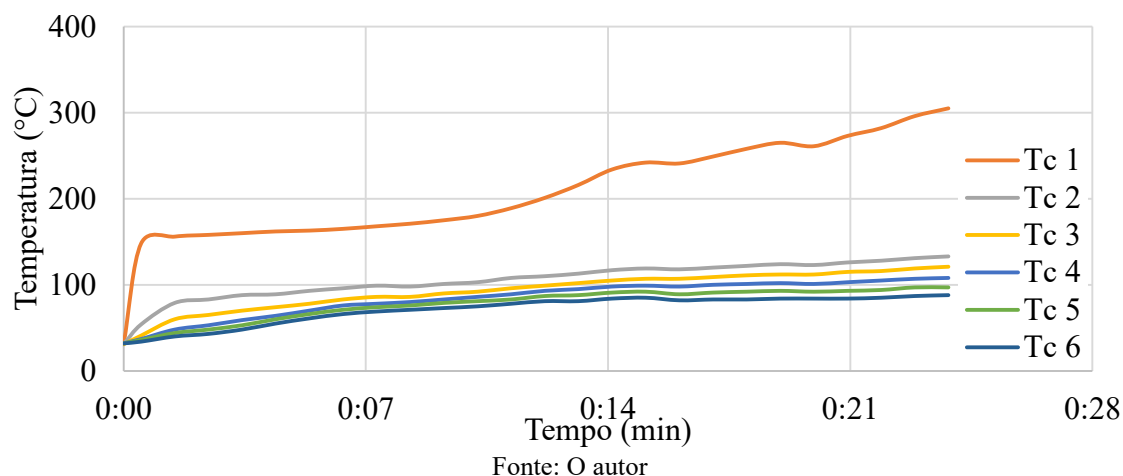
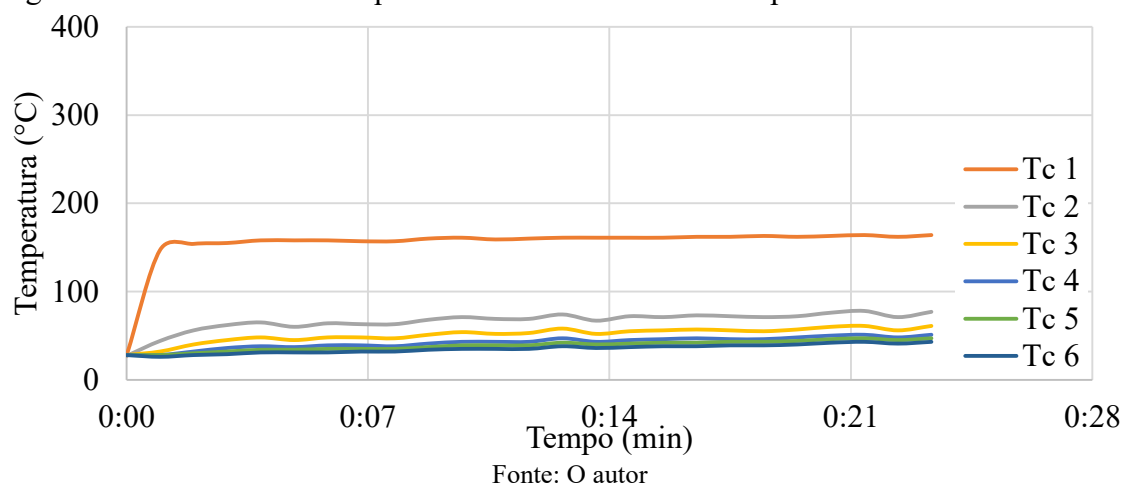


Figura 75. Ciclo térmico de aquecimento com bobina de 7 espiras com vazão de 200l/min



As curvas de variação de temperatura obtidas apresentaram características diferentes das obtidas com os ensaios em tubo seco, não apresentando valores constantes após determinado tempo. Para todos os ensaios com fluxo de água não foi atingida a temperatura definida previamente (400 °C), onde desta forma a fonte não entrou em etapa de *Soak time* na temperatura pré-definida.

Foi observado que o aquecimento na região onde os termopares foram fixados (11h) ocorre até temperaturas na faixa de 150 °C nos primeiros minutos de ensaios de forma similar ao processo com tubo seco e a partir desse patamar o aquecimento passa a ocorrer de forma lenta e gradativa. Esse comportamento fica evidente quando analisadas as curvas de cada termopar e é percebido um ângulo de inclinação dessas curvas, ocorrendo para *Tc1* de forma mais acentuada para todos os ensaios.

A Tabela 16 apresenta uma análise instantânea da temperatura de aquecimento após 20 minutos de ensaios para todas as condições.

Tabela 16. Temperatura medida pelos termopares após 20 minutos em etapa de aquecimento

Nºespiras	Vazão (l/min)	Tc1 (°C)	Tc2 (°C)	Tc3 (°C)	Tc4 (°C)	Tc5 (°C)	Tc6 (°C)	Tc7 (°C)	Tc8 (°C)	Tc9 (°C)
7	50	265	124	112	102	93	84	120	-	-
7	200	162	72	57	48	44	40	126	-	-
3	50	173	122	106	90	74	63	120	-	-
3	200	149	86	67	53	46	40	111	-	-

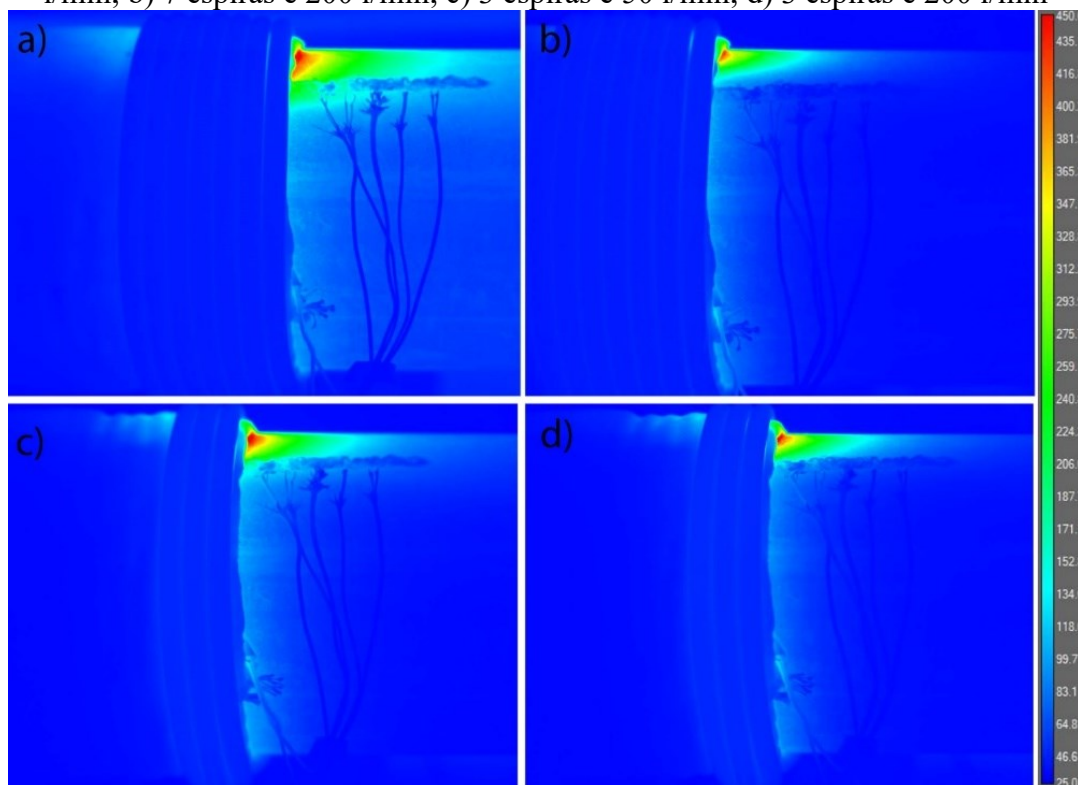
Fonte: O autor

Analizando as configurações de bobinas de 7 e 3 espiras para a condição de vazão de 50 l/min foi verificado que *Tc1* apresenta uma temperatura de 265 °C para 7 espiras, enquanto que para 3 espiras *Tc1* apresentou a temperatura de 173 °C. Embora para 3 espiras *Tc1* apresente menor temperatura, *Tc2* mostra o mesmo valor para ambos (122 °C~124 °C), mostrando que a condição com 3 apresenta maior eficiência em aquecer as regiões adjacentes à bobina. Para a vazão de 200 l/min a temperatura máxima obtida com bobina de 7 espiras foi de 162 °C em *Tc1*, sendo proporcionalmente uma redução muito maior que a ocorrida para 3 espiras quando a vazão foi aumentada (149 °C).

Avaliando os dados de temperatura interna foi observado que a temperatura atingida na parede interna do tubo (*Tc7*) apresentou valores muito próximos, independentemente da vazão e da temperatura na superfície externa. É importante ressaltar que o termopar interno, também soldado na posição 11h, foi isolado com resina, evitando assim seu contato com o fluido, o qual poderia proporcionar corrosão e maior fadiga térmica e contato com o fluido.

Para prosseguimento na análise das características do aquecimento obtidas para com essas configurações de bobina e níveis de vazão do fluido, foram utilizados os dados obtidos por meio das filmagens termográficas realizadas para todas as condições. A Figura 76 mostra imagens retiradas das filmagens realizadas.

Figura 76. Termografias dos ensaios com água em diferentes vazões. Em a) 7 espiras e 50 l/min; b) 7 espiras e 200 l/min; c) 3 espiras e 50 l/min; d) 3 espiras e 200 l/min



Fonte: O autor

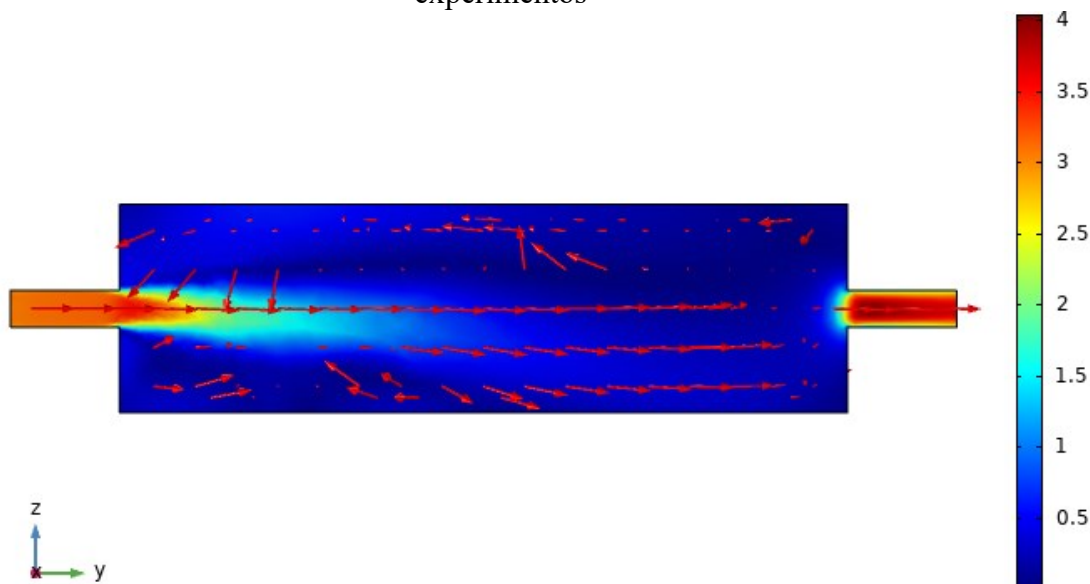
É possível verificar através das filmagens que, para as 4 condições testadas, houve a formação de um *hotspot* na parte superior do tubo logo abaixo da bobina. Na posição 12h a temperatura de aquecimento ultrapassou a temperatura definida para entrada em modo de *Soak time* (400 °C).

A ocorrência de tal fenômeno pode ser atribuída a convecção natural da água no interior do tubo e ao provável escoamento bifásico. Uma vez que a água apresenta baixas velocidades próximo a parede interna do tubo, esta entra em contato com a superfície aquecida a mais de 100°C aquece e permanece naquela região, mais alta. O termopar de controle *Tc1* foi posicionado na posição radial em aproximadamente 11h no tubo, posição esta que não atingiu esses níveis de temperatura e devido isso, o processo de aquecimento continuou.

Vistos os valores de temperaturas interna foi levantada também a hipótese da formação de vapor d'água, que tende a subir por convecção natural e permanecer nesta região devido às baixas velocidades do fluido. Analisando a Figura 76 nota-se que as dimensões do *hotspot* são maiores para as condições com vazão menor.

As possíveis baixas velocidades do fluido na região próxima a parede do tubo poderiam ser atribuídas a fatores construtivos da bancada, como tamanho do tubo e entrada e saída de água por tubos de menores diâmetros posicionadas no centro do tubo. A Figura 77 apresenta a simulação da bancada de ensaios a qual foi feita utilizando o *software* de elementos finitos COMSOL™. O modelo feito em 3D para a situação com o tubo transportando vazão de 200 l/min e na bancada com dimensões reais apresenta o perfil de velocidades. As setas em vermelho representam a direção do fluido e a escala ao lado é dada em velocidade (m/s).

Figura 77. Velocidades (m/s) e direções de recirculação do fluido na bancada utilizada para experimentos



Fonte: O autor

Outro fenômeno que ocorre e que pode estar influenciando o acúmulo de fluido quente nessa região seria a recirculação interna de água, como indica a direção das setas de velocidade apresentadas na Figura 77. Tal recirculação pode ser atribuída a características como diâmetro e posição dos elementos utilizados para entrada e saída do fluido. A posição de tais elementos também pode ter influência sobre a formação do fenômeno de *hotspot*.

Nos testes similares realizados em laboratório por Yunovich e Thompson (2005) os autores também verificaram valores diferentes de temperatura ao longo da circunferência do tubo aquecido por indução. Utilizando uma fonte de Miller *Intellifire*™ 250 (25 kW de potência), aquecendo o tubo durante 15 minutos com este transportando uma vazão de 38l/min, os autores relataram temperatura de aquecimento de 100°C na parte superior do tubo, enquanto

na parte inferior foi obtida temperatura de aquecimento de 58°C. Os mesmos autores também identificaram diferença de temperaturas no aquecimento de dutos em campo transportando óleo cru utilizando tanto fluido em condição estacionária quanto utilizando diferentes níveis de vazão.

A partir dos resultados obtidos em bancada horizontal apresentados neste capítulo percebe-se a importância do correto monitoramento e controle da temperatura de aquecimento. O controle da temperatura de aquecimento de tubos com fluido em seu interior, via termopares, deve ser feito por termopar fixado na posição 12h, região mais alta do tubo e de possível acúmulo de fluido aquecido. Tal controle é necessário de forma a evitar situações em que o tubo venha a ser aquecido em demasia. Além disso, deve ser feito o monitoramento da temperatura de aquecimento de forma radial, de forma a identificar diferença de aquecimento e gradientes de temperatura. Tais recomendações se aplicam também, por exemplo, ao aquecimento de dutos de transporte terrestre, os quais se encontram em posição horizontal.

Uma alternativa para o estudo de condições de aquecimento maior e de forma homogênea em uma bancada transportando um fluido, apresentada no tópico 4.1.4 que se segue, se dá pela inclinação da bancada de forma a fazer com que o fluido aquecido não se concentre na região aquecida e sim escoar para a parte mais alta da bancada por convecção natural. Posteriormente, o fluido tende a escoar para fora da bancada e voltar para o circuito de água circulante, sendo devidamente resfriado.

4.1.4 Ensaios com bancada inclinada 45°

Com objetivo de dar prosseguimento na pesquisa do aquecimento indutivo aplicado à soldagem em operação, após os ensaios de soldagem em bancada horizontal apresentados, decidiu-se a realização de testes em bancada com circulação interna de água inclinada 45°. A montagem de uma nova bancada com estas características teve por objetivo proporcionar condições para estudo dos níveis de aquecimento por indução, em tubos transportando diferentes níveis de vazão, de forma homogênea em toda sua circunferência.

Uma vez que este estudo tem por finalidade a aplicação da prática do pré-aquecimento a auxiliar a soldagem em operação da maneira de forma mais eficiente, com a fonte de aquecimento por indução operando com sua total capacidade, decidiu-se a realização dos experimentos utilizando apenas a configuração de bobina composta por 7 espiras. A Tabela 17 apresenta as condições de ensaio aplicadas na bancada inclinada.

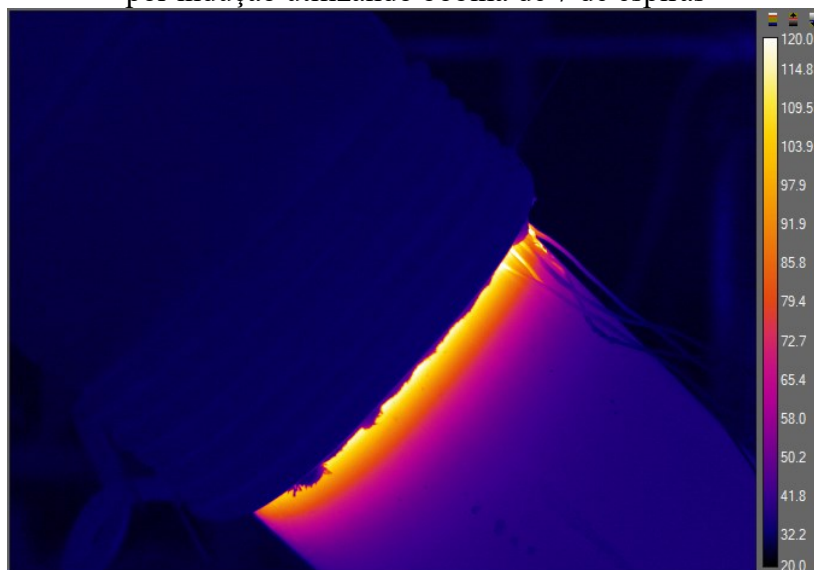
Tabela 17. Valores de vazão para cada configuração de bobina

Nºespiras	Vazão 1 (l/min)	Vazão 2 (l/min)
7	50	200

Fonte: O autor

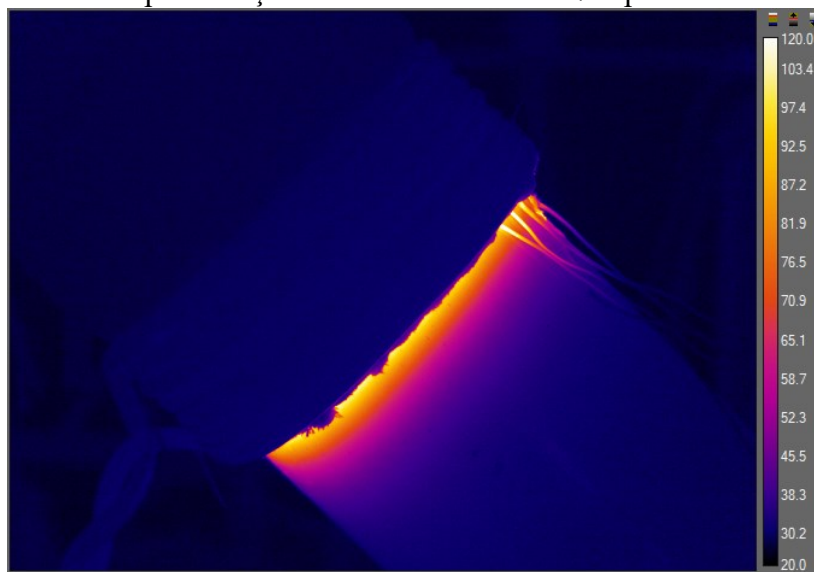
Desta forma, foram realizados experimentos utilizando o modo *Pre Heat* da fonte Miller™ objetivando temperatura de pré-aquecimento de 400°C e a manutenção desta temperatura por 30 minutos. A Figura 78 e a Figura 79 apresentam imagens, obtidas via câmera termográfica, para verificação da homogeneidade do aquecimento dos ensaios realizados. As imagens foram feitas após cerca de 5 minutos de aquecimento, tempo onde as temperaturas já apresentavam características de estabilidade.

Figura 78. Filmagem termográfica do tubo inclinado transportando 50l/min sendo aquecido por indução utilizando bobina de 7 de espiras



Fonte: O autor

Figura 79. Filmagem termográfica do tubo inclinado transportando 200l/min sendo aquecido por indução utilizando bobina de 7 espiras

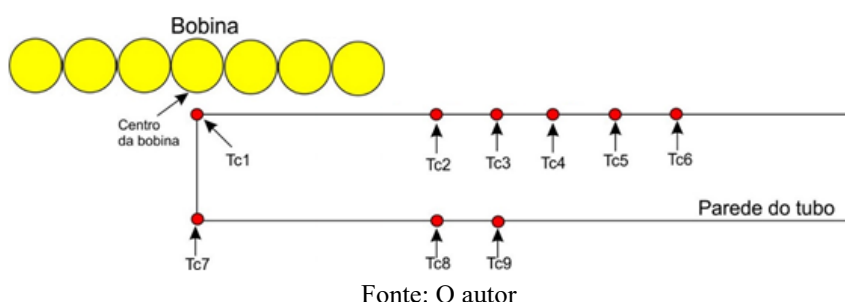


Fonte: O autor

Mediante as imagens obtidas a partir da filmagem termográfica pôde-se observar que o aquecimento nestas condições ocorreu de forma homogênea em toda a circunferência do tubo para todos os valores de vazão testados, sem a formação áreas quentes. Além disso, é percebido, de forma discreta, um aquecimento maior da região vizinha à bobina na condição de menor vazão, o qual foi verificado via leitura por termopares.

Os dados de temperaturas foram levantados mediante o uso dos termopares tipo K, onde a mesma estratégia de disposição de termopares utilizada nos experimentos realizados em bancada horizontal foi adotada na realização dos novos ensaios, onde o termopar de controle ($Tc1$) é posicionado abaixo do centro da bobina, o termopar 2 ($Tc2$) é posicionado a 25,4mm do fim da bobina e a distância entre termopares ($Tc3$, $Tc4$, $Tc5$ e $Tc6$) é de 25,4mm, como disposto na Figura 80.

Figura 80. Estratégia de disposição de termopares utilizada nos experimentos em bancada inclinada



Os ensaios de aquecimento foram conduzidos até que as temperaturas de aquecimento obtidas não apresentassem variações. Assim, uma vez as temperaturas aquisitadas passaram a exibir valores constantes, os ensaios foram encerrados. A Figura 81 e a Figura 82 apresentam, em forma de gráficos, os dados de temperatura obtidos nos ensaios realizados com diferentes níveis de vazão.

Figura 81. Temperaturas de aquecimento em bancada inclinada transportando 50l/min

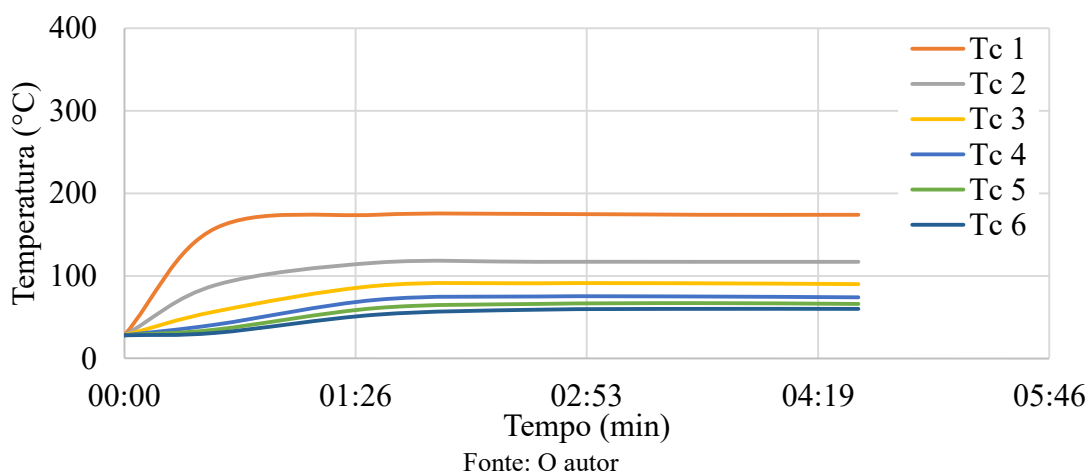
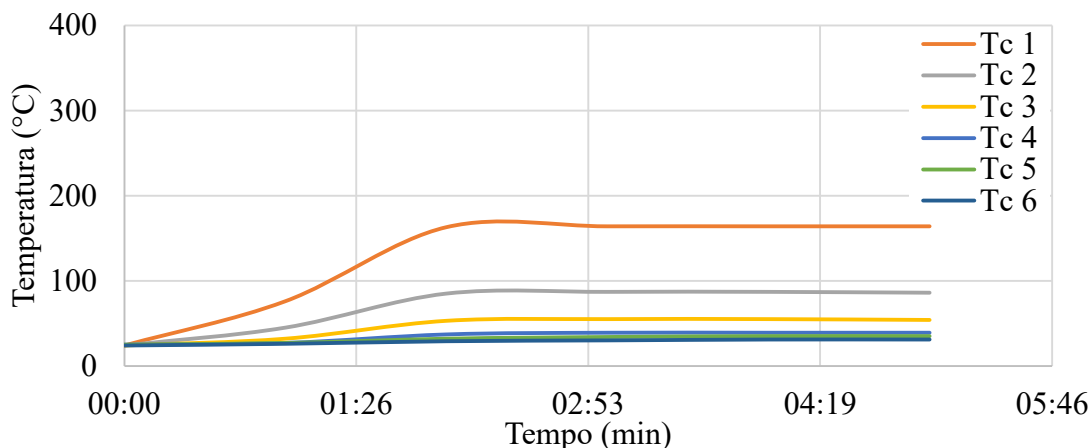


Figura 82. Temperaturas de aquecimento em bancada inclinada transportando 200l/min



Apesar da aplicação da potência máxima da fonte de aquecimento por indução, em todos os ensaios não foi atingida a temperatura de controle pré-programada de 400°C. O aquecimento ocorre de forma rápida (menos de 5 minutos) até uma temperatura máxima, que varia de acordo com a vazão de fluido, e se mantém em tal temperatura devido à transferência de calor oriunda da passagem do fluido e entrando assim em balanço energético, uma vez que a fonte de aquecimento continua aplicando potência constantemente. As temperaturas máximas obtidas a partir da leitura dos termopares são apresentadas na Tabela 18.

Tabela 18. Temperaturas máximas obtidas nos diferentes pontos do tubo e com diferentes valores de vazão interna em bancada inclinada após regime

Nºespiras	Vazão (l/min)	Tc1 (°C)	Tc2 (°C)	Tc3 (°C)	Tc4 (°C)	Tc5 (°C)	Tc6 (°C)	Tc7 (°C)	Tc8 (°C)	Tc9 (°C)
7	50	174	117	90	74	66	60	-	-	-
7	200	164	86	54	39	35	31	-	-	-

Fonte: O autor

A temperatura máxima atingida abaixo do centro da bobina, ponto de maior temperatura, foi de 174 °C para a condição de vazão de 50l/min, enquanto para os valores de vazão de 200 a temperatura máxima atingida nesse ponto foram de 164°C. Realizando análise sobre estes valores máximos, percebe-se que apesar da temperatura máxima atingida abaixo do centro da bobina na situação com menor vazão ter sido maior, a diferença para a temperatura na mesma posição obtida com o tubo transportando valor de vazão 4 vezes maior é

relativamente pequena, sendo esta diferença 10 °C. Nos resultados de aquecimento em bancada horizontal transportando diferentes valores de vazão, apesar da formação do *hotspot* citado, também pode ser percebida tal tendência de os valores máximos de aquecimento não variarem acentuadamente de acordo com o nível de vazão transportado. Como citado anteriormente, em bancada horizontal, há inicialmente um aquecimento rápido e de forma linear a temperaturas próximas dos 150 °C aplicando diferentes configurações de bobinas e variando os valores de vazão de fluido.

Avaliando os dados de temperaturas de aquecimento de forma geral, obtidos em bancada inclinada, percebe-se que com o aumento da vazão e, conseqüentemente, da taxa de resfriamento, as temperaturas na região adjacente à bobina apresentaram uma redução em seus valores mais pronunciada quando comparada à redução na temperatura do ponto abaixo do centro da bobina. A Tabela 19 apresenta uma comparação entre a diferença de temperaturas de aquecimento na região adjacente a bobina utilizando os valores de vazão testados.

Tabela 19. Comparação entre as temperaturas de aquecimento utilizando vazões de 50 e 200l/min

Termopar	Temperatura com vazão de 50l/min (°C)	Temperatura com vazão de 200l/min (°C)	Diferença (°C)
Tc1	174	164	10
Tc2	117	86	31
Tc3	90	54	36
Tc4	74	39	35

Fonte: O autor

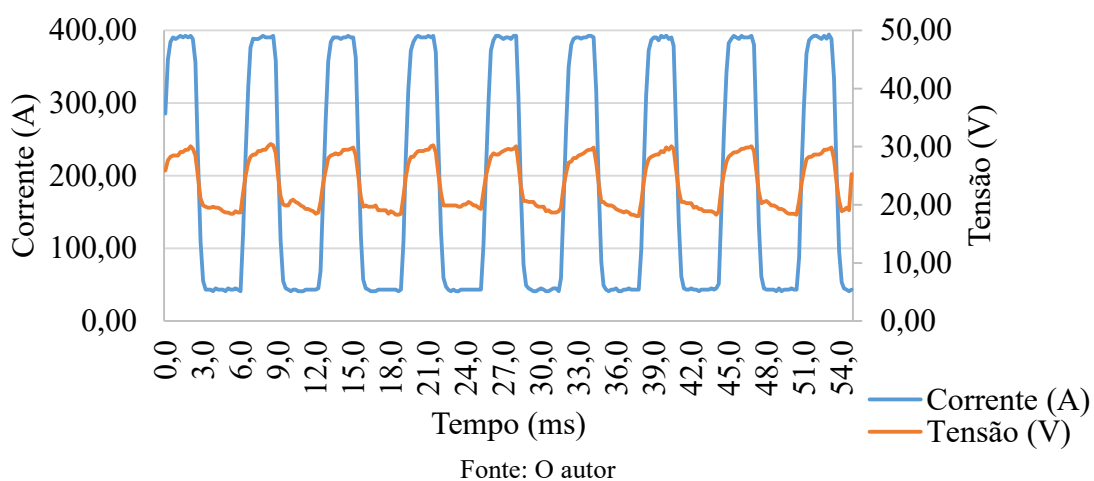
Assim, à medida que se aumenta a vazão, as temperaturas em regiões mais distantes da bobina tendem a diminuir devido à alta taxa de resfriamento. Essa análise torna-se necessária pois a área vizinha à bobina, compreendida pelos termopares, é a região onde é possível o posicionamento da calha a ser soldada. Assim, a condição transportando menor vazão proporciona um nível de aquecimento maior principalmente em áreas localizadas fora da bobina, áreas estas propícias à aplicação dos procedimentos de soldagem. É válido lembrar que os testes foram realizados em secção de tubo de determinados diâmetro e espessura, onde a variação desta espessura tende a alterar as características e resultados do aquecimento.

4.2 SOLDAGEM

Os tópicos a seguir apresentarão os resultados obtidos com a execução dos procedimentos de soldagem utilizando as variantes MIG/MAG Pulsado (MIG/MAG – P) e MIG/MAG Pulsado com Corrente Alternada (MIG/MAG – PCA).

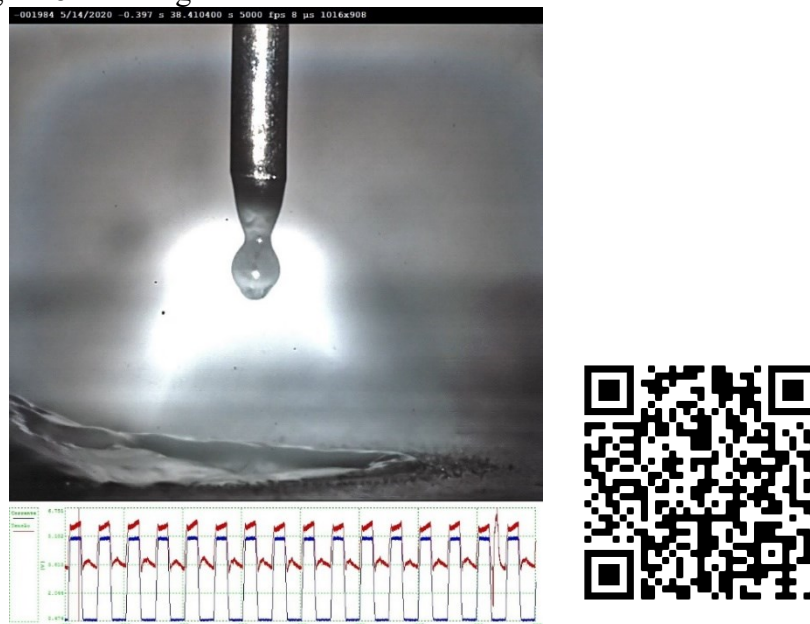
A partir da aplicação e medição dos parâmetros elétricos do MIG/MAG Pulsado por meio do SAP, foi percebido que estes corresponderam aos dados imputados na fonte, como esperado. A Figura 83 apresenta o oscilograma obtido a partir da aplicação da variante Pulsado.

Figura 83. Oscilograma da variante MIG/MAG Pulsado



Mediante filmagem de alta velocidade foram aferidas características de comportamento do arco elétrico, transferência metálica, e destacamento no período de corrente de base do processo. A Figura 84 apresenta imagem retirada da filmagem de alta velocidade e o *QR Code* para acesso a esta filmagem.

Figura 84. Filmagem em alta velocidade da variante MIG/MAG Pulsado⁹



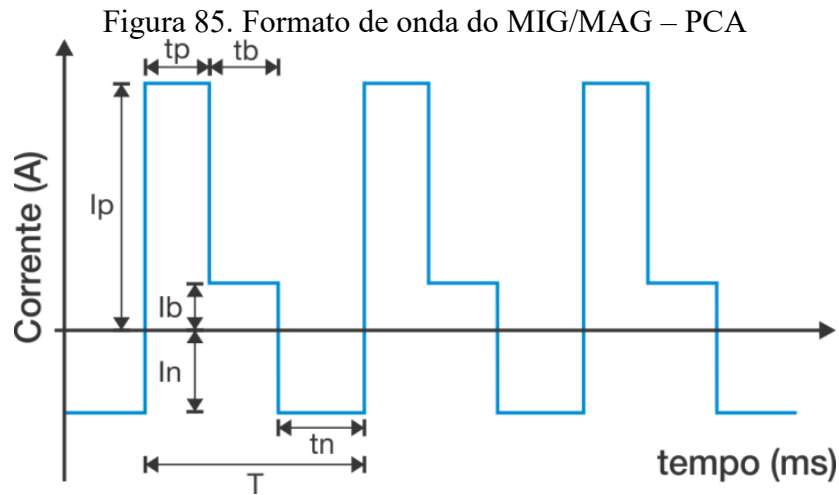
Fonte: O autor

Como resultado da filmagem, com uma taxa de aquisição de 5000 FPS, foi possível a avaliação das características de comportamento do arco e detalhes da transferência metálica. O oscilograma apresentado abaixo da imagem é oriundo do sistema de aquisição da filmagem e vem a confirmar os valores de parâmetros aplicados e a estabilidade do processo de soldagem.

São percebidos com clareza os períodos de pulso e de base da corrente, onde a majoritária fusão do arame ocorre no período de pulso. A transferência ocorre no início de período de base, o qual apresenta tempo suficiente para a gota metálica principal chegar à poça de fusão. A condição de transferência de uma gota por pulso é obtida, porém há a transferência de gotas secundárias de menor diâmetro as quais não se apresentam como problema à estabilidade do processo. Por fim, são percebido períodos em que o arame-eletrodo se apresenta sem movimentação, eventos provavelmente relacionados à travamentos do arame-eletrodo no conduíte. Além disso, é possível notar que o travamento não ocorre de forma síncrona ao pulso de corrente. Visto isso, a estabilidade no processo indica a robustez do mesmo, absorvendo tais variações da velocidade do arame.

⁹ Com aquisição de dados elétricos auxiliar, onde a curva em azul representa o comportamento da corrente e a curva em vermelho o comportamento da tensão.

O estudo e a parametrização do MIG/MAG – PCA partiu da variação do tempo em que a corrente permanece em polaridade negativa e do patamar que a mesma permanece nessa polaridade. A onda de corrente definida para o uso desta variante é apresentada na Figura 85.



Fez-se necessário, então, o estudo do conjunto de equações a fim de tornar práticas as experimentações, isto é, que a partir de uma dada velocidade do arame-eletrodo ou de uma corrente média as outras variáveis sejam calculadas. A base para este cálculo é a admissão que existem duas relações distintas entre a velocidade do arame e a corrente média de acordo com cada polaridade. Estes relacionamentos devem considerar os tempos em que cada polaridade atua. Estes tempos não podem ser definidos com total liberdade, pois há uma fração do período (T) que tem de ser reservada à polaridade positiva para que haja a transferência metálica na condição de uma gota por pulso (UGPP).

Partindo dos valores em polaridade positiva definidos aplicados no MIG/MAG – P, tem-se a velocidade do arame para a fase positiva (V_{aP}) a partir da equação direta $V_{aP} = k_P \cdot I_{mP}$, sendo I_{mP} a corrente média desta fase e a constante K a razão entre a velocidade de arame e a corrente média na polaridade positiva, também podendo ser esta constante interpretada como o coeficiente angular da curva I_m vs V_a . De forma análoga, a velocidade do arame para a fase negativa (t_n) obedece a relação $V_{aN} = k_N \cdot I_N$. A partir destas análises, valem as relações apresentadas nas Equações (46) e (47) e (48).

$$V_a = \frac{V_{aP} \cdot (t_p + t_b) + V_{aN} \cdot t_N}{T} \quad (46)$$

$$V_a = \frac{K_P \cdot I_{mP} (t_p + t_b) + K_N \cdot I_N \cdot t_N}{T} \quad (47)$$

$$T = \frac{2 \cdot d_g}{3 \cdot d_e \cdot V_a} \quad (48)$$

Uma vez que o período T também é a soma do tempo em período positivo com o tempo no período de corrente negativa, o tempo no período de corrente negativa t_N é obtido de forma direta. Sendo também diâmetro de gota, diâmetro do arame-eletrodo e velocidade de arame variáveis de entrada, a única variável desconhecida é a corrente em polaridade negativa. A partir destas considerações, é apresentada a relação apresentada na Equação (49).

$$I_N = \frac{V_a \cdot T - K_P \cdot I_{mP} \cdot (t_p + t_b)}{K_N \cdot t_N} \quad (49)$$

Assim, a partir do estudo realizado e da definição de tempo e corrente em polaridade negativa para um determinado diâmetro de gota e velocidade do arame desejados, se torna possível a definição do *EN Ratio*, ou %EN por meio da razão entre a área abaixo da curva de corrente em polaridade positiva e a área abaixo da curva de corrente em polaridade negativa, como mostra a Equação (50). Desta forma, a variável diâmetro de gota é diretamente proporcional à taxa de eletrodo negativo.

$$\%EN = \frac{I_N \cdot t_N}{I_p \cdot t_p + I_b \cdot t_b + I_N \cdot t_N} * 100 = \frac{A_N}{A_P + A_N} * 100 \quad (50)$$

Onde:

A_P = Área abaixo da curva de corrente em polaridade positiva;

A_N = Área abaixo da curva de corrente em polaridade negativa.

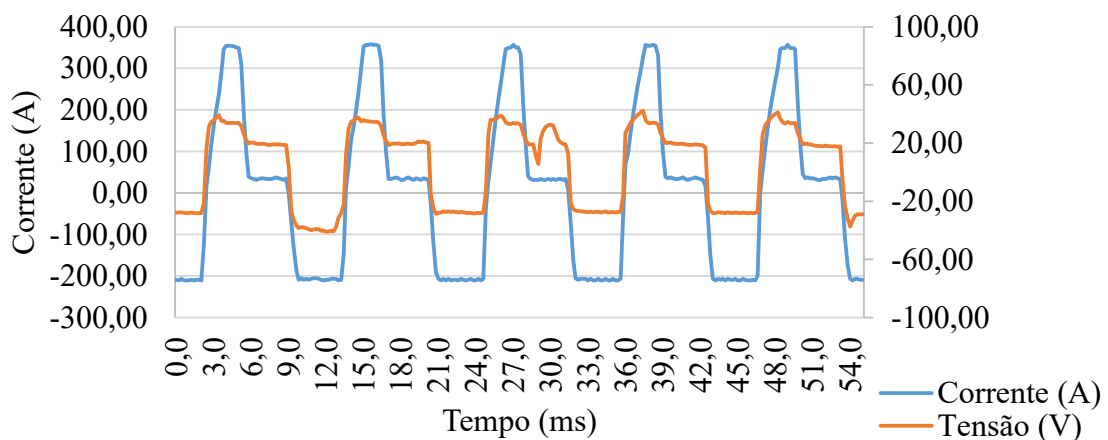
Como o estudo busca aplicação na soldagem das tubulações seja viabilizada em todas as posições, foram realizados os testes fora de posição aplicando diferentes %EN e, conseqüentemente, diferentes diâmetros de gota. A partir deste estudo foi concluído que para aplicação de soldagem fora de posição, para as condições de soldagem abordadas neste trabalho (parâmetros de corrente positivos, k_N e k_P previamente definidos, diâmetro do arame-eletrodo, velocidade de arame, etc....), o diâmetro de gota máximo aplicável foi de 1,3mm, o que representa, uma taxa de eletrodo negativo calculada de 44,4%. A Tabela 20 apresenta os parâmetros definidos e calculados para o MIG/MAG – PCA com %EN de 44,4% e a Figura 86 apresenta o oscilograma do processo parametrizado aplicado.

Tabela 20. Parâmetros utilizados e calculados para configuração do MIG/MAG – PCA

Parâmetro	valor
V_a (m/min)	6,0
d_g (mm)	1,3
d_e (mm)	1,2
K_P (m/A.min)	0,026
I_{mP} (A)	175
t_p (ms)	2,7
t_b (ms)	3,5
K_N (m/A.min)	0,038
t_N (ms)	4,0
I_N (A)	217
%EN	44,4 %

Fonte: O autor

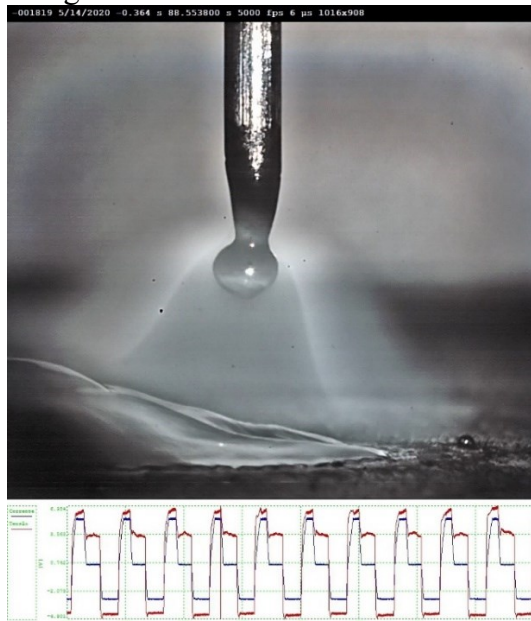
Figura 86. Oscilograma do MIG/MAG - PCA com %EN de 44,4



Fonte: O autor

Mediante filmagem de alta velocidade foram verificadas as condições da aplicação da variante estudada e definida. A Figura 87 apresenta imagem retirada da filmagem de alta velocidade e o *QR Code* para acesso a esta filmagem.

Figura 87. Filmagem de alta velocidade do MIG/MAG – PCA



Fonte: O autor

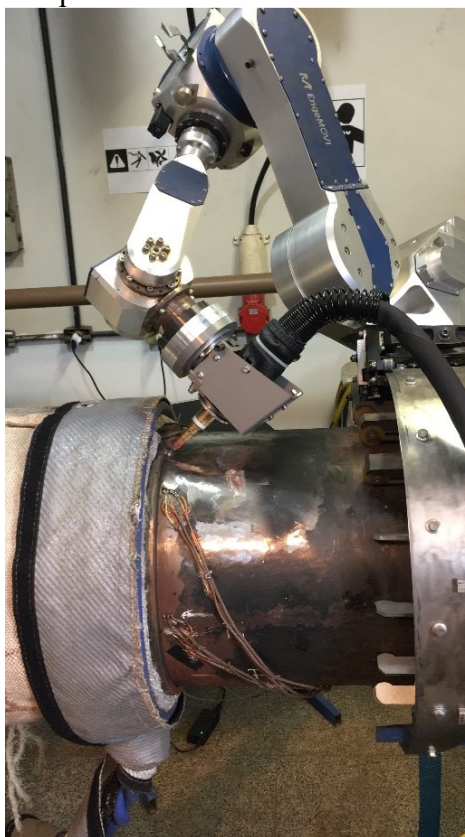
Por meio da análise da filmagem, foram definidos com clareza os resultados de cada período de corrente. Analisando inicialmente o período negativo inserido, é percebida a alta taxa de fusão decorrente da polaridade negativa e o escalamento do arco no arame-eletrodo. Diferentemente do que se observou no MIG/MAG – Pulsado, não foi possível observar uma significativa fusão do arame-eletrodo durante o período de pulso. A principal característica do período de pulso se dá por promover o destacamento da gota metálica devido à magnitude das forças eletromagnéticas oriundas desse pulso de corrente. A transferência ocorre durante o período de base, como o esperado, e este período proporciona tempo suficiente para a gota metálica chegar à poça de fusão. Assim como ocorre na variante Pulsado, há a transferência de gotas secundárias de menor diâmetro as quais não têm influência sobre o processo.

Nos tópicos seguintes desse capítulo é apresentada uma análise acerca dos tempos de resfriamento das soldas realizadas em diferentes condições de aquecimento da Dupla Calha Tipo B e aquecimento do tubo transportando água.

4.2.1 Soldagem em bancada horizontal

Como descrito na secção Métodos, em bancada horizontal com circuito de água circulante foram realizados ensaios de soldagem da calha em situações com e sem aquecimento por indução da calha a 400°C utilizando bobina composta por 5 espiras. Com esta configuração de bobinas foi obtido um aquecimento de forma localizada, onde a fonte operou com sua total capacidade de potência. Foi utilizado o valor de vazão interna do tubo de 380l/min a fim de realizar-se o estudo da soldagem em operação submetida às mais altas taxas de resfriamento possíveis e ainda verificar se o aquecimento da calha poderia influenciar positivamente na redução do resfriamento. Foram aplicadas as duas variantes do processo MIG/MAG estudadas no desenvolvimento deste trabalho, sendo todos os procedimentos de soldagem realizados em progressão descendente. A Figura 88 apresenta a configuração de aquecimento utilizada e o robô antropomórfico posicionado para parametrização da trajetória de soldagem.

Figura 88. Configuração do aquecimento da calha em bancada horizontal para soldagem



Fonte: O autor

4.2.1.1 MIG/MAG Pulsado

Montada a calha sobre a bancada para estudos, foi realizada a soldagem orbital de forma automatizada da mesma de acordo com a sequência de soldagem descrita no tópico 3.2.2 Variantes MIG/MAG. Realizou-se inicialmente a soldagem na condição onde não houve o aquecimento da Dupla Calha Tipo B. A Figura 89 apresenta os 3 cordões de solda realizados para união da calha.

Figura 89. Soldagem orbital da dupla-calha utilizando o processo MIG/MAG Pulsado, da esquerda para a direita: 1º, 2º e 3º passe

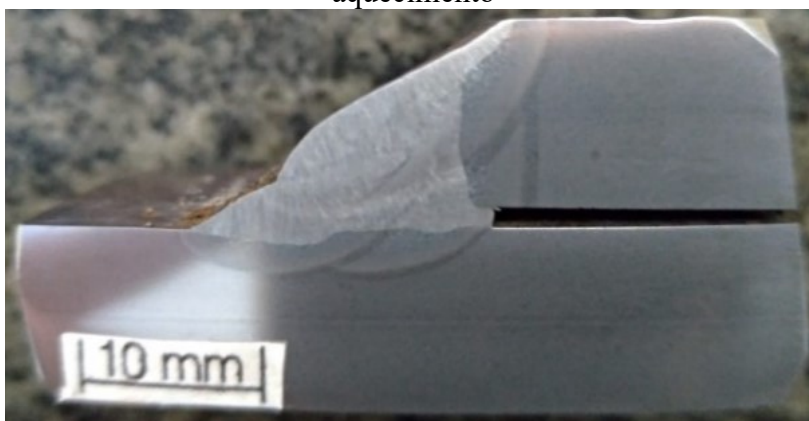


Fonte: O autor

A partir de análise do aspecto superficial dos cordões, apresentados pela Figura 89, é percebido que, apesar da soldagem sem a aplicação de pré-aquecimento indutivo da calha ou do tubo, não houve a ocorrência de poros, trincas ou quaisquer outras discontinuidades ou defeitos superficiais. Tal resultado pode ser atribuído à preparação da junta através da remoção da tinta de revestimento do tubo, a utilização de gás de proteção com baixo teor de CO₂ e sem Nitrogênio em sua composição e a programação e parametrização criteriosas realizadas para execução da movimentação do robô para soldar de forma automatizada exatamente na junta em todas as posições.

Durante a realização da soldagem não houve escorrimento da poça de fusão em nenhuma das posições. Foram retirados, de acordo com a norma API 1104, corpos de prova da posição central da calha (posição de soldagem vertical, neste caso) para a realização da análise de macrografias, testes de dureza e testes de dobramento de face (*Face bend test*). A Figura 90 apresenta a macrografia realizada para com este ensaio de soldagem.

Figura 90. Macrografia da junta soldada utilizando o processo MIG/MAG P sem pré-aquecimento



Fonte: O autor

Por meio da análise da macrografia apresentada foi percebida a penetração suficiente da solda na interface calha-tubo e que, apesar da não utilização da técnica de pré-aquecimento, não houve a ocorrência de defeitos ou discontinuidades como falta de fusão, falta de penetração ou inclusões. Foi realizada a limpeza da superfície soldada após cada passe, removendo a escória vítrea de sílica que se forma sobre os cordões.

Como percebe-se na Figura 89, alguns termopares acabaram fundindo devido ao posicionamento muito próximo à junta na intenção da aquisição de altos valores de temperatura. Uma vez que a aquisição desses dados possui redundâncias, a ocorrência da fusão de algum destes termopares não se apresentou como um inconveniente. De forma a se obter dados em temperaturas mais elevadas, realizou-se a filmagem termográfica de todos os passes. A Tabela 21 apresenta os tempos médios de resfriamento da soldagem da Dupla Calha não aquecida utilizando a variante MIG/MAG – P.

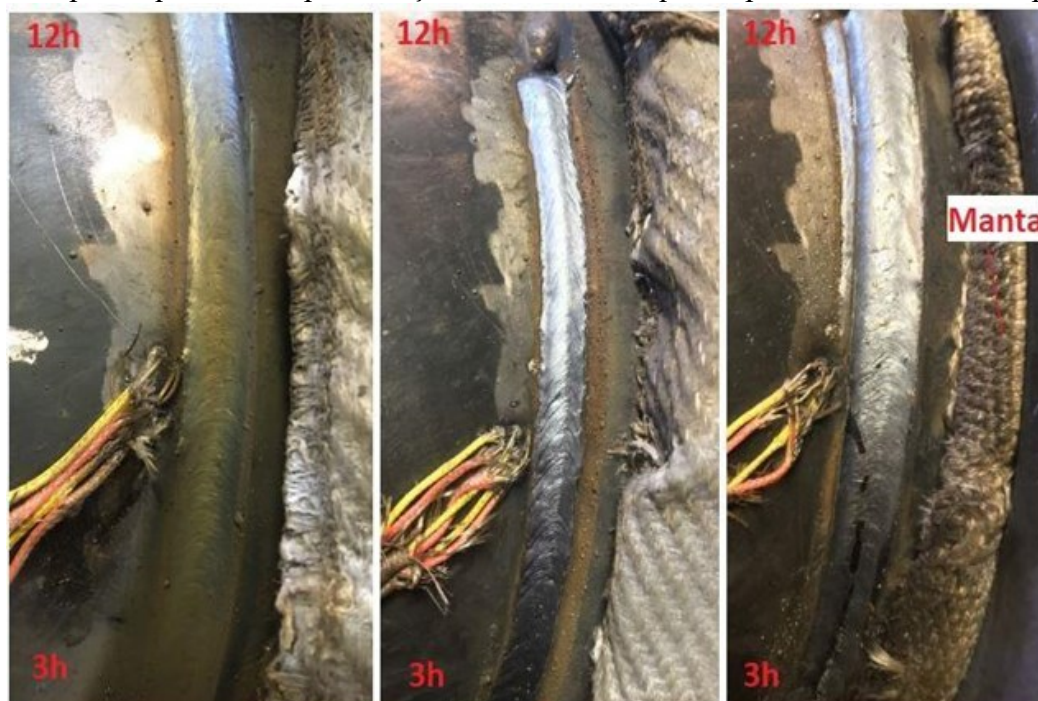
Tabela 21. Tempos de resfriamento do MIG/MAG – P sem aquecimento da calha por indução

MIG/MAG – Pulsado		
Passe	$t_{800-500}$ (s)	$t_{250-100}$ (s)
Passe 1	6,6	26,5
Passe 2	2,8	16,6
Passe 3	5,6	31,9

Fonte: O autor

Utilizando a técnica de aquecimento por indução da calha a 400 °C, procedeu-se a soldagem da mesma para verificação e comparação do efeito do aquecimento sobre os tempos médios de resfriamento de cada passe para preenchimento da junta, uma vez que devido ao posicionamento destes em relação ao tubo, os mesmos estão submetidos a diferentes taxas de resfriamento. A Figura 91 apresenta as soldas realizadas para união da calha pré-aquecida por indução ao tubo da bancada de ensaios e a Figura 92 apresenta a macrografia destes cordões.

Figura 91. Soldagem orbital da dupla-calha utilizando o processo MIG/MAG Pulsado assistido pelo aquecimento por indução da calha, da esquerda para a direita: 1º, 2º e 3º passes



Fonte: O autor

Em comparação com situação anterior, onde a calha não foi aquecida por indução para soldagem, não foi verificada diferença significativa em termos de estabilidade sendo muito similar em ambas as condições, onde as soldas apresentaram bom aspecto superficial, sem defeitos aparentes e com baixa quantidade de respingos, sendo estes geralmente de pequeno diâmetro.

Figura 92. Macrografia da junta soldada utilizando o processo MIG/MAG P assistido pelo aquecimento por indução da calha



Fonte: O autor

Visualmente, e por meio da análise da macrografia, percebe-se o bom aspecto do cordão, o qual não apresentou quaisquer descontinuidades. Houve penetração na realização do primeiro passe, unindo a calha ao tubo, apesar do espaçamento entre os mesmos. Houve total preenchimento da junta sem redução da espessura da calha, o que seria, por exemplo, um fator de reprovação do procedimento de reparo segundo a norma britânica BS EN 1011-2:2001 (2001).

A Tabela 22 apresenta os dados médios de resfriamento dos cordões realizados para soldagem da Dupla Calha tipo B, aquecida à 400°C por indução, utilizando a variante Pulsado.

Tabela 22. Tempos de resfriamento do MIG/MAG – P com aquecimento da calha por indução

MIG/MAG – Pulsado com aquecimento da calha por indução		
Passe	$t_{800-500}$ (s)	$t_{250-100}$ (s)
Passe 1	8,4	33,6
Passe 2	4,8	19,8
Passe 3	9,3	42,0

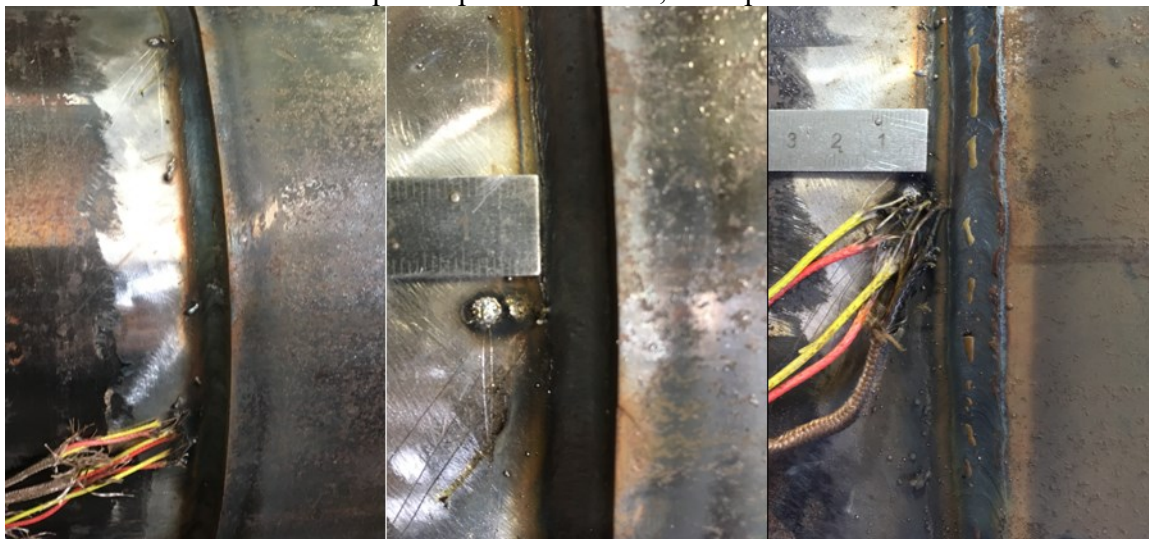
Fonte: O autor

4.2.1.2 MIG/MAG Pulsado com corrente alternada

Apresentado e discutido anteriormente como processo alternativo que viesse a proporcionar maior flexibilidade no aporte térmico sobre o tubo, utilizou-se o processo MIG/MAG Pulsado com Corrente Alternada (MIG/MAG – PCA) para ensaios de soldagem da Dupla Calha tipo B. O processo possui valores de corrente positiva idênticos aos utilizados no pulsado DC e a este foi acrescida uma fase na polaridade negativa, a qual atua diretamente na redução de aporte térmico uma vez que o arco elétrico passa a incidir mais sobre o arame-eletrodo durante um determinado período (4,0 ms). Há ainda uma redução na potência média, que passa de 5039 W para 4646 W, o que significa uma redução de 8%. A inclusão desse período em fase negativa implica em um *EN Ratio* de 44,4%.

Desta forma, realizou-se inicialmente a aplicação da soldagem utilizando o MIG/MAG – PCA na condição onde não houve o aquecimento da Dupla Calha Tipo B. A Figura 93 apresenta os 3 cordões de solda realizados para união da calha.

Figura 93. Soldagem orbital da dupla-calha utilizando o processo MIG/MAG – PCA. Da esquerda para a direita: 1º, 2º e 3º passes



Fonte: O autor

Como percebe-se a partir Figura 93, as soldas apresentaram baixo índice de respingos, sendo estes em suma maioria de baixo diâmetro e facilmente removíveis por escovação após a soldagem. Assim como a soldagem realizada utilizando a variante Pulsado, apesar da não utilização da técnica de aquecimento indutivo e da alta taxa de resfriamento dos cordões, não

houve a ocorrência de trincas ou quaisquer outros defeitos. Para verificação das características dos cordões, como penetração e perna do cordão sobre o tubo, realizou-se a macrografia apresentada pela Figura 94.

Figura 94. Macrografia da junta soldada utilizando o processo MIG/MAG – PCA



Fonte: O autor

Na Tabela 23 são apresentados os tempos de resfriamento obtidos a partir da análise dos ciclos térmicos dos passes realizando para preenchimento da junta utilizando a variante PCA sem aplicação aquecimento indutivo.

Tabela 23. Tempos de resfriamento do MIG/MAG – PCA sem aquecimento da calha por indução

MIG/MAG – PCA		
Passe	$t_{800-500}$ (s)	$t_{250-100}$ (s)
Passe 1	3,6	18,7
Passe 2	2,5	16,2
Passe 3	5,2	28,1

Fonte: O autor

Por fim, para comparação e verificação da influência do pré-aquecimento da calha sobre os ciclos térmicos de um processo com corrente alternada e de menor potência, realizou-se a soldagem da dupla calha aquecida por indução à 400°C utilizando a variante PCA. A Figura 95 mostra os 3 passes realizados para preenchimento da junta.

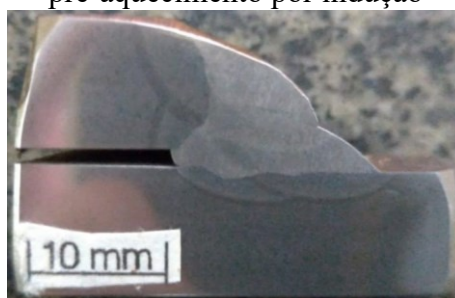
Figura 95. Soldagem orbital da dupla-calha aquecida por indução utilizando o processo MIG/MAG – PCA. Da esquerda para a direita: 1º, 2º e 3º passes



Fonte: O autor

Analisando a Figura 95 percebe-se que a soldagem realizada apresentou, como as anteriores, aspecto superficial com baixo índice de respingos e preenchimento total da junta. Nota-se, novamente, a fusão de alguns termopares utilizados para leitura, porém, foi possível a aquisição de dados de resfriamento da zona afetada pelo calor. A Figura 96 apresenta a macrografia dos cordões apresentados na Figura 95.

Figura 96. Macrografia da junta soldada utilizando o processo MIG/MAG – PCA assistido de pré-aquecimento por indução



Fonte: O autor

A Tabela 24 apresenta os tempos de resfriamento $t_{800-500}$ e $t_{250-100}$ envolvidos na realização da soldagem, utilizando a variante PCA, da dupla calha aquecida por indução.

Tabela 24. Tempos de resfriamento do MIG/MAG – PCA com aquecimento da calha por indução a 400°C

MIG/MAG – PCA com aquecimento da calha por indução		
Passe	$t_{800-500}$ (s)	$t_{250-100}$ (s)
Passe 1	7,1	30,0
Passe 2	3,8	23,9
Passe 3	7,5	49,4

Fonte: O autor

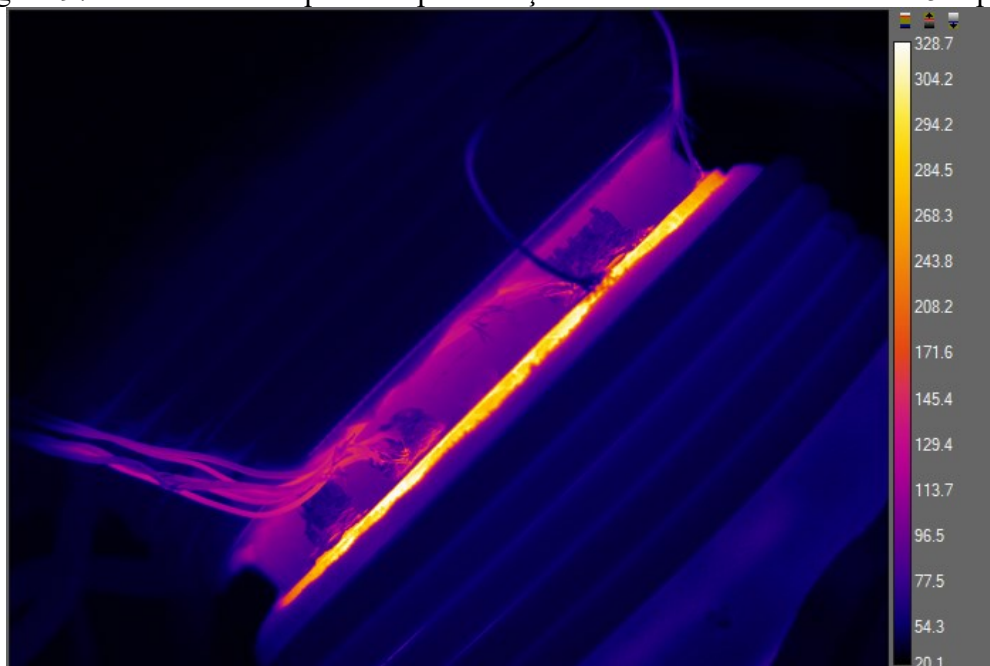
4.2.2 Soldagem em bancada inclinada

Baseado nos resultados dos estudos do aquecimento por indução em bancada inclinada, onde foram verificados os níveis de aquecimento do tubo atingidos com diferentes níveis de vazão, tornou-se possível a definição da área de montagem da calha a ser soldada e as distâncias máxima e mínima a qual a mesma deve ficar da bobina posicionada sobre o tubo em função do aquecimento pretendido. A definição de uma distância mínima entre a bobina para aquecimento do tubo e a calha faz-se ainda necessária para o posicionamento e a movimentação da tocha de soldagem e do manipulador/soldador.

Como pretende-se a realização da soldagem em bancada inclinada com a máxima temperatura de pré-aquecimento do tubo possível, a extremidade da calha a ser soldada foi posicionada a 50 ± 10 mm do fim da bobina para aquecimento composta por 5 espiras, região onde é pretendido um aquecimento inicial do tubo em temperaturas entre 90°C e 75 °C na realização do primeiro passe, utilizando vazão interna de 50l/min.

Foi posicionada ainda, de forma auxiliar, uma segunda bobina composta por 5 espiras para realização do pré-aquecimento da Dupla-Calha a 300°C, como realizado nos primeiros ensaios. Com esta configuração torna-se possível, através da transferência de calor da calha pré-aquecida por tubo, o pré-aquecimento da junta em temperaturas ainda maiores, na realização do segundo e terceiro passe de soldagem para preenchimento da junta. A Figura 97 apresenta esta configuração de bobinas aquecendo o tubo e a calha a serem unidos via soldagem.

Figura 97. Tubo e calha aquecidos por indução utilizando duas bobinas de 5 espiras



Fonte: O autor

A Figura 98 apresenta o *setup* para realização do pré-aquecimento utilizando duas bobinas, uma posicionada sobre o tubo e outra posicionada sobre a Dupla-Calha.

Figura 98. Bancada inclinada com a calha posicionada (à esquerda) e posteriormente com duas bobinas de aquecimento posicionadas (à direita)



Fonte: O autor

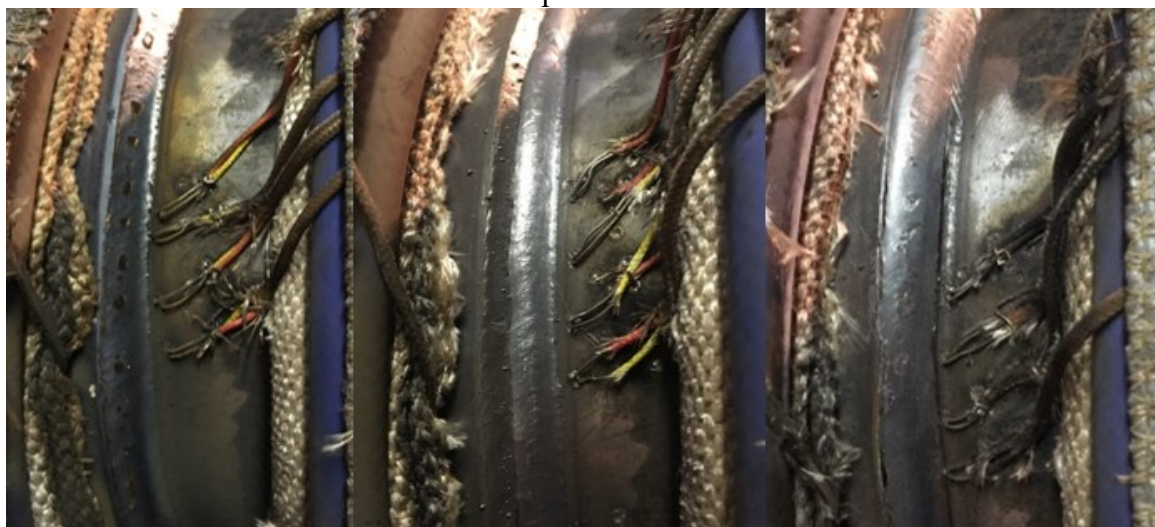
4.2.2.1 MIG/MAG Pulsado

Uma vez posicionada a Dupla Calha tipo B no local adequado à soldagem, realização do pré-aquecimento da calha e aquecimento do tubo, procedeu-se a realização dos ensaios de soldagem utilizando o processo MIG/MAG Pulsado.

A temperatura de pré-aquecimento da calha no momento da realização dos procedimentos de soldagem dos 3 passes foi de 300 ± 10 °C, pois, como mencionado anteriormente, o aquecimento da calha teve de ser cessado para realização do aquecimento do tubo. Percebe-se assim que a situação com dois controles (ou duas fontes), um sobre a calha e outro sobre o tubo, seria a situação mais indicada. Tal fato também é afirmado por Yunovich e Thompson (2005), onde os autores testaram as situações de aquecimento com uma e com duas fontes de aquecimento por indução.

Mediante o aquecimento do tubo e a condução de calor oriundo da calha pré-aquecida de acordo com a realização dos passes, foi obtida temperatura de pré-aquecimento no vértice a ser soldado de 70°C para realização do primeiro passe e temperaturas interpasses de 83°C e 94°C na realização do segundo e terceiro passe, respectivamente. A Figura 99 apresenta os cordões realizados nessas condições.

Figura 99. Soldagem orbital da dupla-calha pré-aquecida por indução em bancada inclinada utilizando o processo MIG/MAG – P. Da esquerda para a direita: primeiro, segundo e terceiro passes.



Fonte: O autor

Esta soldagem, como descrito na seção MÉTODOS, foi realizada mediante a utilização de bocal bico de contato *narrow gap*, apropriados para aplicações em locais estreitos. Apesar da realização da soldagem na posição 6G (ASME IX, 2015), as soldas apresentaram ótimo aspecto superficial, ocorrendo todo o preenchimento da junta em todas as posições, sem convexidade e baixo índice de respingos. Foram realizadas as devidas compensações de trajetória a ser executada pelo robô com base no comportamento da poça de fusão. Após cada passe, a escória vítrea de sílica formada era removida mediante utilização de escova de aço.

O método de aquisição de dados via termopares foi o mesmo aplicado nos outros ensaios de soldagem (posição e distâncias dos termopares da junta), porém foi realizado pequeno deslocamento dos termopares mais distantes da junta no sentido vertical para aplicação, visto o espaço restrito.

A Figura 100 apresenta a macrografia realizada da calha soldada em bancada inclinada utilizando a variante Pulsado. Mediante a análise desta, nota-se a ausência de quaisquer defeitos ou discontinuidades. É percebida a boa penetração na interface calha-tubo, região normalmente passível de ocorrer falta de penetração em soldas desse tipo.

Figura 100. Macrografia da junta soldada utilizando o processo MIG/MAG – P assistido de pré-aquecimento por indução em bancada inclinada



Fonte: O autor

Nota-se ainda, visualmente, uma maior penetração no tubo quando se compara com as situações onde não foi utilizado pré-aquecimento e foi pré-aquecida apenas a calha. Essa comparação entre características das soldas através da análise das macrografias será realizada no tópico 4.2.3.

A Tabela 25 apresenta os tempos de resfriamento $t_{800-500}$ e $t_{250-100}$ envolvidos na realização da soldagem em bancada inclinada utilizando a variante Pulsado assistida de aquecimento por indução.

Tabela 25. Tempos de resfriamento do MIG/MAG – P em bancada inclinada
MIG/MAG – Pulsado com aquecimento por indução da calha e do tubo

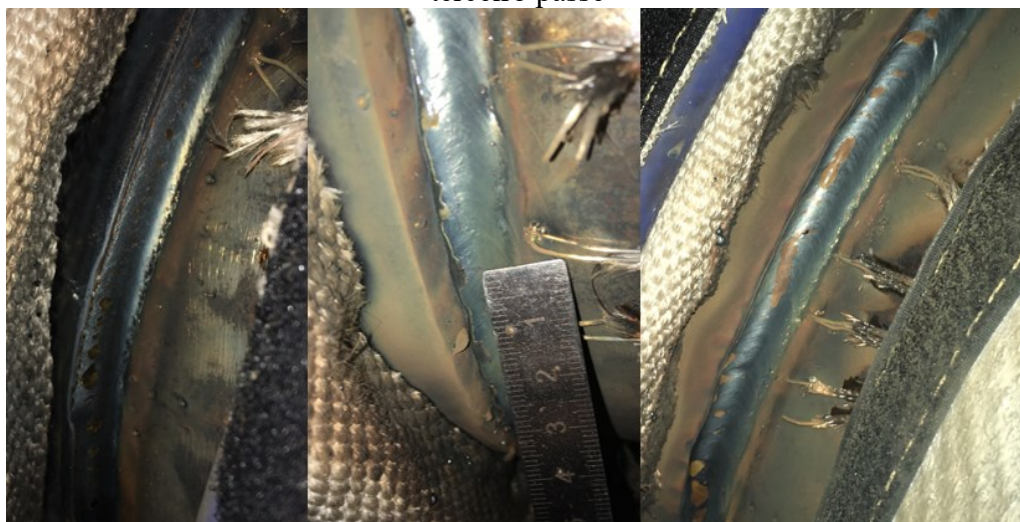
Passe	$t_{800-500}$ (s)	$t_{250-100}$ (s)
Passe 1	6,8	97,0
Passe 2	5,6	32,3
Passe 3	7,4	114,0

Fonte: O autor

4.2.2.2 MIG/MAG Pulsado com corrente alternada

Foi realizada, finalmente, soldagem da Dupla Calha Tipo B utilizando a variante PCA. A temperatura de pré-aquecimento da calha no momento da soldagem dos 3 passes foi de 300 ± 10 °C. Mediante o aquecimento do tubo e a condução de calor oriundo da calha pré-aquecida de acordo com a realização dos passes, foi obtida temperatura de pré-aquecimento no vértice a ser soldado, sobre o tubo, de 85°C para realização do primeiro passe e temperaturas interpasses de 90°C e 91°C na realização do segundo e terceiro passe, respectivamente. A Figura 101 apresenta os passes de solda executados para união da calha nas condições descritas.

Figura 101. Soldagem orbital da dupla-calha pré-aquecida por indução em bancada inclinada utilizando o processo MIG/MAG – PCA. Da esquerda para a direita: primeiro, segundo e terceiro passe



Fonte: O autor

Para tornar-se possível a realização de cordões com bom aspecto superficial utilizando esta variante de forma assistida de pré-aquecimento da calha e aquecimento do tubo percebeu-se a necessidade do aumento da velocidade de soldagem (V_s) de 30 cm/min para 45 cm/min. Esse aumento surgiu como solução para o escoamento da poça de fusão em uma primeira solda realizada.

O escoamento da poça de fusão nessas condições pode ser atribuído à alta taxa de fusão da variante PCA em conjunto com a soldagem em uma superfície aquecida próxima aos 100°C. Este resultado corrobora com o que Bruce (1996) propõe, em sua pesquisa sobre

soldagem de dutos *in-service*, que o aquecimento em 93 °C na peça equivale a um aumento de 60% no aporte térmico do processo de soldagem. Yunovich e Thompson (2005) reforçam esta afirmação, discutindo ainda que um aquecimento a essa temperatura reduz o *heat input* necessário para a soldagem em um fator de 0,4, porém não fica claro como estes autores chegaram nesta relação.

Com o aumento da V_s na realização de todos os passes houve o preenchimento total da junta, o qual pode ser visto por meio de análise do espectro superficial dos cordões apresentados na Figura 101, e mediante análise da macrografia apresentada na Figura 102.

Figura 102. Macrografia da junta soldada utilizando o processo MIG/MAG – PCA assistido de pré-aquecimento por indução em bancada inclinada



Fonte: O autor

Apesar do preenchimento total, foi percebida que a deposição de material foi menor quando comparada às aplicações da variante PCA com velocidade de soldagem menor. Além disso, o segundo e o terceiro cordão apresentaram certa convexidade em sua geometria. Houve ainda uma menor fusão da calha quando comparado à soldagem utilizando esta variante com menor velocidade de soldagem. A Tabela 26 apresenta os tempos de resfriamento $t_{800-500}$ e $t_{250-100}$ envolvidos na realização da soldagem em bancada inclinada utilizando a variante PCA.

Tabela 26. Tempos de resfriamento do MIG/MAG – PCA em bancada inclinada

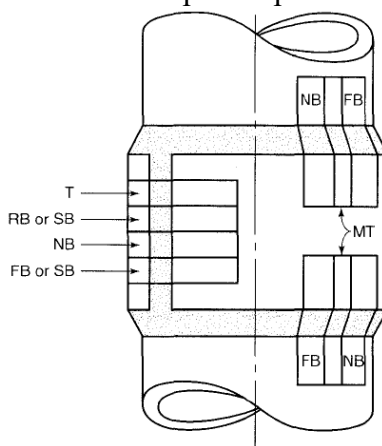
MIG/MAG – PCA com aquecimento por indução da calha e do tubo		
Passe	$t_{800-500}$ (s)	$t_{250-100}$ (s)
Passe 1	7,0	85,0
Passe 2	5,9	29,3
Passe 3	8,3	104,0

Fonte: O autor

4.2.3 Análise e comparação dos resultados de soldagem

Neste tópico serão apresentadas, de forma reunida e para comparação, os resultados dos testes de soldagem realizados utilizando as duas variantes apresentadas e em todas as condições de aplicação de aquecimento por indução experimentadas. Os corpos de prova para macrografias, dureza e dobramento foram retirados da posição 3h do tubo como indica a norma API 1104, a qual foi soldada em posição vertical. A Figura 103 apresenta o esquema indicando os locais dos corpos de prova, onde NB, FB e MT são respectivamente teste *Nick Break*, teste *Face Bend* (dobramento de face) e *Macro Test* (macrografias).

Figura 103. Regiões para retiradas de corpos de prova de Dupla Calha tipo B soldada.

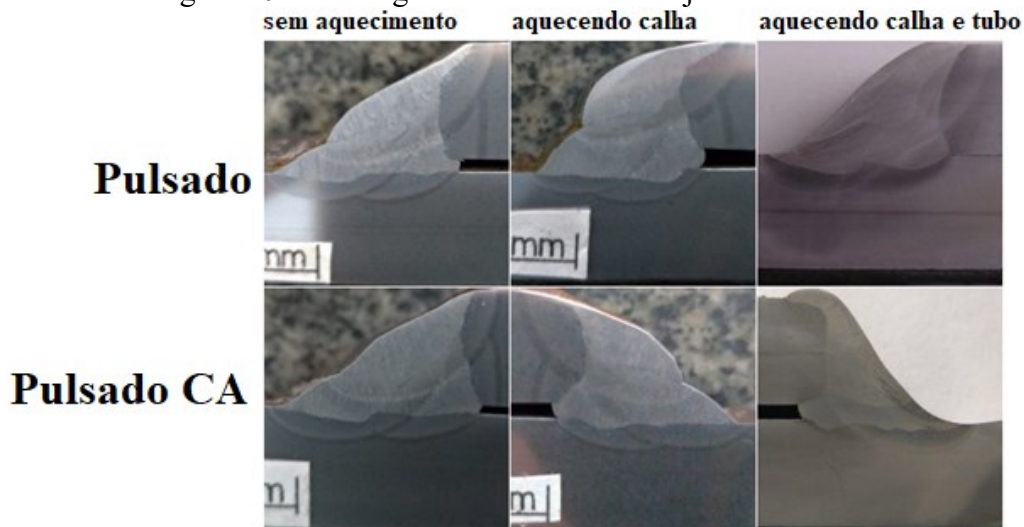


Fonte: API 1104

4.2.3.1 Macrografias

A Figura 104 apresenta, reunidas e em detalhe, as macrografias realizadas sobre corpos de prova retirados das juntas soldadas com as diferentes variantes utilizadas e aplicando diferentes condições de aquecimento por indução. As macrografias superiores são das juntas soldadas utilizando a variante Pulsado, enquanto as macrografias inferiores são das juntas soldadas utilizando a variante Pulsado com Corrente Alternada. As macrografias são apresentadas, da esquerda para a direita, nas condições de utilização de aquecimento: sem aquecimento por indução, com aquecimento por indução da calha, e, por último, com pré-aquecimento por indução da calha e aquecimento do tubo por indução.

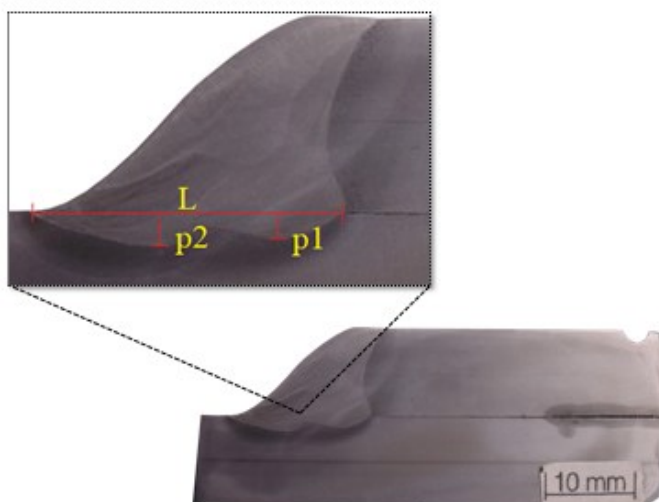
Figura 104. Macrografias em detalhe das juntas soldadas



Fonte: O autor

A Figura 105 apresenta o método de medição e as características do cordão medidas mediante as imagens das macrografias. A medição foi realizada a partir da utilização de *software* específico para este fim. A calibração e conversão de *pixels* em milímetros foi facilitada tanto devido a escalas coladas nos corpos de prova, quanto devido ao conhecimento da espessura da calha e do tubo. A Tabela 27 apresenta a comparação entre as características dos cordões obtidas através da análise das macrografias realizadas dos cordões de todos os passes.

Figura 105. Medições realizadas nas macrografias



Fonte: O autor

Tabela 27. Principais dados morfológicos medidos dos passes de solda realizados

	Pulsado			Pulsado CA		
	Sem aquecimento	Aquecendo Calha	Aquecendo calha e tubo	Sem aquecimento	Aquecendo Calha	Aquecendo calha e tubo
Perna sobre o tubo (mm)	16,6	13,7	15,8	16,5	14,6	14,4
Penetração Passe 1 (mm)	0,3	1,1	1,3	0,4	0,8	0,8
Penetração Passe 2 (mm)	0,9	0,6	1,7	1,0	0,4	0,7

Fonte: O autor

Defeitos ou discontinuidades como falta de fusão, falta de penetração, poros ou inclusões não foram constatados em nenhuma das condições soldadas. Como citado anteriormente, tal fato pode ser atribuído tanto às condições favoráveis para soldagem, quanto à parametrização criteriosa da trajetória a ser executada pelo robô de forma automatizada. Já a ausência de trincas perceptíveis mediante a realização de macrografias em todas as situações experimentadas, como trincas induzidas por hidrogênio difusível, pode ser atribuída tanto ao baixo teor de carbono equivalente do conjunto metal de base e metal de adição, bem como à inexistência de fontes de hidrogênio na realização do procedimento.

Para todos os casos a perna do cordão sobre o tubo foi maior do que a espessura da calha soldada ($> 9,525$ mm), onde as medições de perna do cordão sobre o tubo apresentaram valores consideravelmente próximos para todas as condições de aquecimento e de processos experimentadas. Vale salientar que tal aspecto é diretamente dependente da folga entre a calha e o tubo, a qual pode variar de acordo com a montagem.

Analisando os valores de penetração percebe-se o aumento deste aspecto de acordo com a utilização do pré-aquecimento, onde, para as aplicações utilizando ambas as variantes e com aquecimento da calha o aumento foi de menor intensidade, e utilizando o pré-aquecimento da calha e aquecimento do tubo o aumento foi mais pronunciado. Para o caso aquecendo a calha e o tubo e utilizando a variante PCA o aumento nos valores de penetração foi menor, sendo estes praticamente iguais aos valores de penetração aplicando a mesma variante e utilizando

apenas o aquecimento da calha por indução. Esse fato pode ser atribuído ao aumento da velocidade de soldagem para a possibilidade da aplicação dessa variante nestas condições.

Fazendo a comparação entre variantes foi notado que a soldagem utilizando o Pulsado proporcionou os melhores resultados em termos de penetração e aspecto dos cordões para todas as condições. Os melhores resultados de penetração foram obtidos a partir da utilização da variante Pulsado com pré-aquecimento da calha a 300°C e aquecimento do tubo a próximo de 100°C.

4.2.3.2 Tempos de resfriamento

Analisando os tempos de resfriamento obtidos a partir da aplicação das variantes MIG/MAG – P e MIG/MAG – PCA para soldagem da calha sem a utilização de aquecimento indutivo no tubo transportando 380 l/min de água, foram obtidos os indicadores $t_{800-500}$ e $t_{250-100}$ apresentados na Tabela 28.

Tabela 28. Tempos de resfriamento das variantes MIG/MAG utilizadas sem aquecimento por indução

Passe	MIG/MAG – P		MIG/MAG – PCA	
n°	$t_{800-500}$ (s)	$t_{250-100}$ (s)	$t_{800-500}$ (s)	$t_{250-100}$ (s)
Passe 1	6,6	26,5	3,6	18,7
Passe 2	2,8	16,6	2,5	16,2
Passe 3	5,6	31,9	5,2	28,1

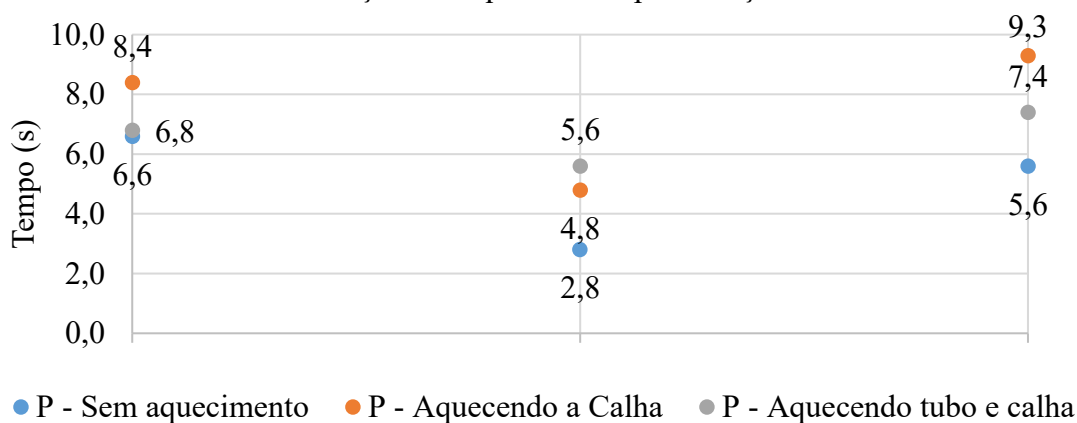
Fonte: O autor

Avaliando estes resultados de tempos de resfriamento é percebido que a variante MIG/MAG – Pulsado possui, de forma geral, maiores tempos de resfriamento quando comparada a variante MIG/MAG – Pulsado com Corrente Alternada. Uma vez que as taxas de resfriamento oriundas do escoamento interno de fluido são as mesmas em ambas as aplicações de soldagem, e como foi utilizado o mesmo método de medição das temperaturas e tempos, atribui-se esse resultado ao fato do MIG/MAG – Pulsado utilizado possuir maior valor de potência, implicando num maior aporte térmico ou *heat input*. Além da diferença de potências,

pode atribuir-se tais menores tempos de resfriamento apresentados pelo MIG/MAG – PCA à menor energia transferida para a peça de trabalho quando comparada ao processo puramente em polaridade positiva, como proposto por Talkington (1998).

Citados anteriormente, os dados de tempos de resfriamento $t_{800-500}$ e $t_{250-100}$ obtidos experimentalmente na soldagem das calhas assistidos de diferentes condições de aquecimento indutivo são apresentados abaixo, em forma de gráficos, para fins de comparação. A Figura 106 apresenta o tempo de resfriamento $t_{800-500}$ das aplicações da variante MIG/MAG – Pulsado nas diferentes condições de soldagem aplicadas.

Figura 106. Tempos de resfriamento $t_{800-500}$ da variante MIG/MAG – P aplicada nas diferentes condições de aquecimento por indução



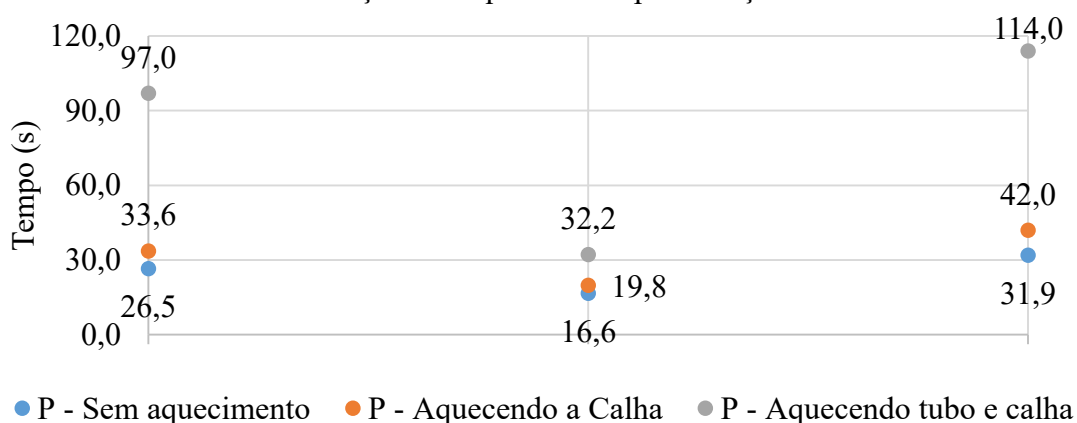
Fonte: O autor

Mediante estes resultados foi percebido aumento significativo do $t_{800-500}$ a partir da aplicação do aquecimento da calha via indução, principalmente na realização do segundo e do terceiro passe. O segundo passe, o qual sofre a maior taxa de resfriamento devido à sua posição, apresentou um aumento do tempo $t_{800-500}$ de 100% na condição de aquecimento da calha quando comparado ao resultado obtido sem a utilização de aquecimento por indução. Este passe ainda sofre um reaquecimento a partir da execução do terceiro passe, o qual apresentou um aumento no tempo de resfriamento $t_{800-500}$ de 66% realizando a mesma comparação.

As condições onde foram realizados o aquecimento apenas da calha e o pré-aquecimento da calha e aquecimento do tubo apresentaram tempos $t_{800-500}$ próximos, uma vez que na primeira situação a calha foi soldada estando a 400 °C e na segunda, a aproximadamente 300 °C.

A prática de aquecimento do tubo na região de soldagem a temperaturas próximas de 100°C não proporcionou aumentos significativos no tempo $t_{800-500}$, uma vez que este indicador aborda uma faixa de temperaturas mais alta. A Figura 107 apresenta, para isto, os gráficos com os dados de $t_{250-100}$ para comparação entre as soldagens usando a variante Pulsado nas diferentes condições de aquecimento por indução aplicadas.

Figura 107. Tempos de resfriamento $t_{250-100}$ da variante MIG/MAG – P aplicada nas diferentes condições de aquecimento por indução

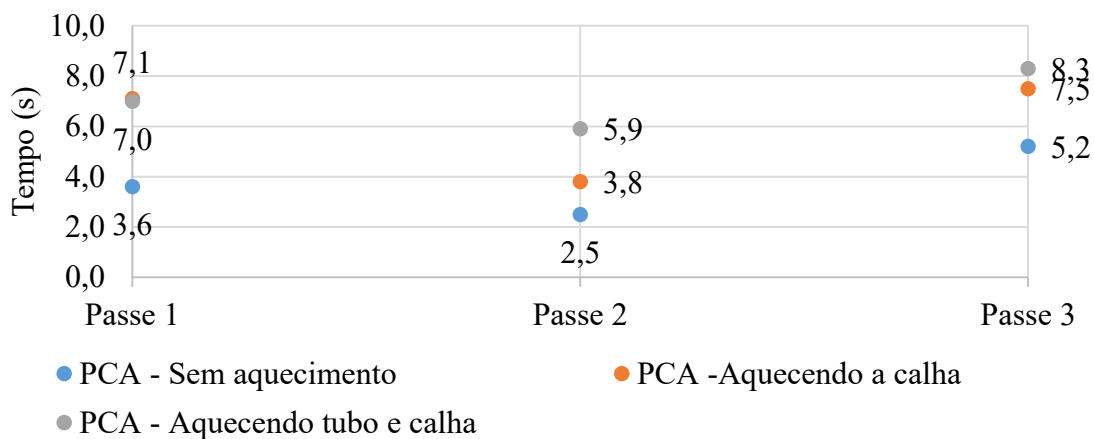


Fonte: O autor

Como nota-se, através da análise do gráfico da Figura 107, houve o aumento nos tempos de resfriamento $t_{250-100}$ a partir da utilização do aquecimento da calha a 400° quando comparado à situação sem aquecimento por indução, sendo esse aumento 27%, 19% e 32% para primeiro, segundo e terceiro passe, respectivamente. Porém, o aumento mais pronunciado destes tempos de resfriamento foi obtido na situação onde houve o pré-aquecimento da calha e o aquecimento do tubo, obtendo desta forma acréscimos de 266%, 95% e 257% nos tempos de resfriamento $t_{250-100}$.

Comportamento semelhante de aumento dos tempos de resfriamento foi observado a partir da utilização das técnicas de aquecimento indutivo nas aplicações da variante PCA. A Figura 108 apresenta o tempo de resfriamento $t_{800-500}$ das aplicações da variante MIG/MAG – Pulsado com Corrente Alternada nas diferentes condições de soldagem assistida de aquecimento por indução aplicadas.

Figura 108. Tempos de resfriamento $t_{800-500}$ da variante MIG/MAG – PCA aplicada nas diferentes condições de aquecimento por indução

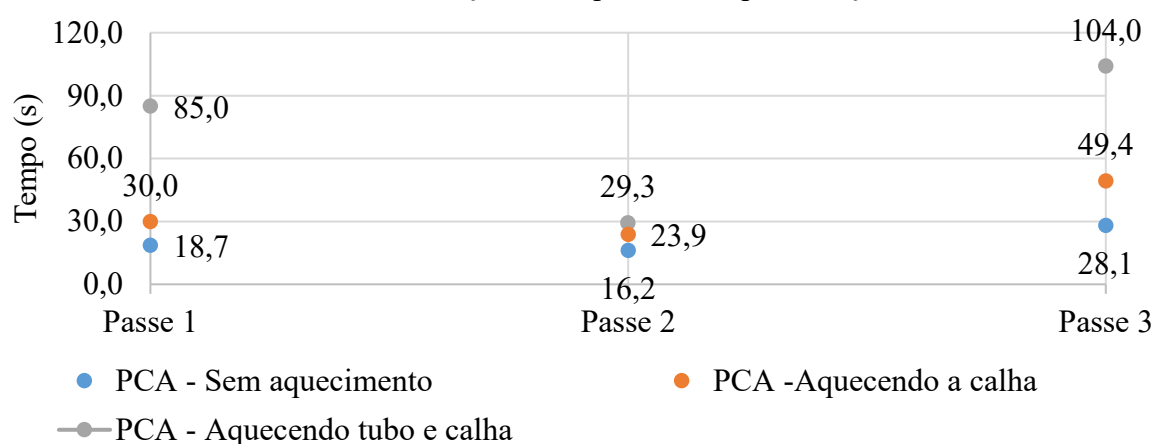


Fonte: O autor

Foram observados aumentos de 94%, 136% e 60% no primeiro, segundo e terceiro passe, respectivamente, quando comparadas as condições sem aquecimento por indução e com aquecimento do tubo e pré-aquecimento da calha. Quando é comparada a condição sem aquecimento a condição onde houve apenas o aquecimento da calha, foram observados aumentos de 97%, 52% e 44% nos tempos $t_{800-500}$ do primeiro, segundo e terceiro passe, respectivamente.

Desta forma, as condições onde foram realizadas o aquecimento apenas da calha e o pré-aquecimento da calha e aquecimento do tubo apresentaram tempos $t_{800-500}$ próximos na execução do primeiro e do terceiro passe. A Figura 109 apresenta os tempos de resfriamento $t_{250-100}$ da variante MIG/MAG – PCA aplicada nas diferentes condições de soldagem assistida por aquecimento indutivo.

Figura 109. Tempos de resfriamento $t_{250-100}$ da variante MIG/MAG – PCA aplicada nas diferentes condições de aquecimento por indução



Fonte: O autor

Comparando as situações de soldagem sem a prática do aquecimento indutivo e a soldagem apenas com a calha aquecida por indução, foram obtidos aumentos do tempo de resfriamento entre 250 °C e 100°C de 61%, 48% e 76%. Feita a comparação entre as soldagens com o PCA sem aquecimento por indução e assistida de aquecimento indutivo do tubo em conjunto com o pré-aquecimento da calha, foram observados aumentos no tempo de resfriamento de 356%, 81% e 270%.

Foram observados aumentos de tempo de resfriamento mais pronunciados para a variante PCA assistida de aquecimento por indução do tubo quando comparados aos aumentos obtidos utilizando a variante Pulsado nas mesmas condições. A Tabela 29 apresenta, para comparação, os tempos de resfriamento dos processos de soldagem assistidos de aquecimento por indução da calha e do tubo e a diferença entre esses tempos.

Tabela 29. Tempos de resfriamento $t_{800-500}$ $t_{250-100}$ e das variantes MIG/MAG – P e MIG/MAG – PCA assistidas de aquecimento por indução da calha e do tubo

$t_{800-500}$ Pulsado (s)	$t_{800-500}$ Pulsado CA (s)	$t_{250-100}$ Pulsado (s)	$t_{250-100}$ Pulsado CA (s)	módulo da diferença $t_{800-500}$ (s)	módulo da diferença $t_{250-100}$ (s)
6,8	7,0	97,0	85,0	0,2	12,0
5,6	5,9	32,2	29,3	0,3	2,9
7,4	8,3	114,0	104,0	0,9	10,0

Fonte: O autor

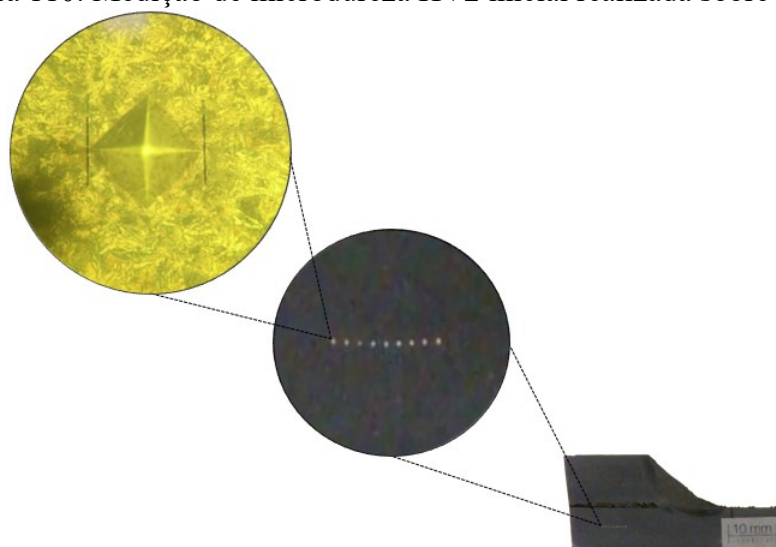
Tal fato pode ser atribuído ao fato do PCA ser uma variante “mais fria”. Assim, nestas condições de soldagem, os tempos de resfriamento do PCA se aproximam significativamente dos tempos de resfriamento obtidos na aplicação da variante Pulsado assistida de aquecimento por indução do tubo e da calha.

4.2.3.3 Dureza

A partir dos corpos de prova retirados dos tubos soldados para análise de macrografia, foram selecionadas amostras para realização de ensaios de microdureza. Apesar da norma API 1104 (1999) especificar a realização de ensaios de dureza Vickers HV10, devido à indisponibilidade de um equipamento capaz de medir HV10 foram realizados testes de microdureza HV2, haja vista a equivalência entre os dados de medição final dos métodos em si. Além disso, a partir dos dados de penetração apresentados e da pequena área ZAC-GG neste tipo de soldagem, a utilização de menores cargas (1 kgf, 2 kgf) é justificável e recomendável à níveis acadêmicos.

Inicialmente foram realizados estudo e definição do procedimento de medição mediante ensaios sobre a superfície do substrato (tubo). Foram realizadas 9 indentações e 48 medições sobre estas, apontando uma dureza média do tubo de 180 ± 9 HV. A Figura 110 mostra o corpo de prova e, em detalhes, as indentações realizadas neste.

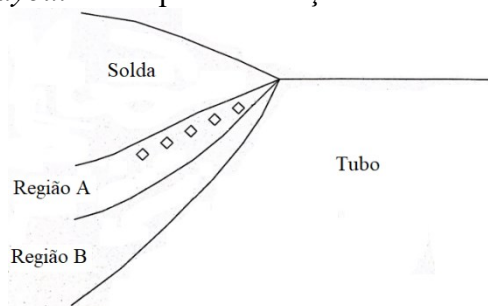
Figura 110. Medição de microdureza HV2 inicial realizada sobre o tubo



Fonte: O autor

A norma API 1104 (1999) especifica que deve ser realizado teste de dureza da região soldada na zona afetada pelo calor, mais especificamente na região de grão grosseiro (ZAC GG). A Figura 111 apresenta em esquema, fora de escala, o *layout* usado para realização do ensaio de dureza, realizando 5 indentações nessa região.

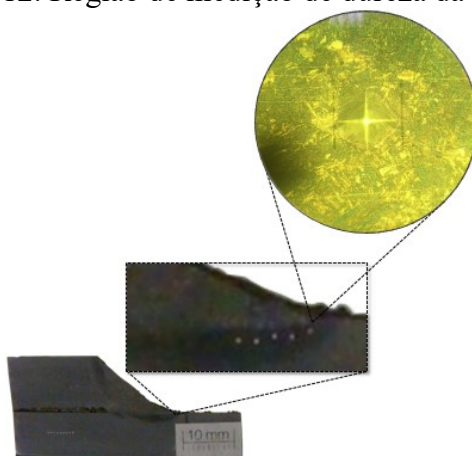
Figura 111. *Layout* usado para realização de ensaio de dureza HV2



Fonte: O autor

A *Região A* é a ZAC de grão grosseiro (ZAC – GG) e as *Regiões A e B* compõem a ZAC visível. As indentações são espaçadas 0,2 mm da linha de fusão e 0,6 mm entre elas. A indentação inicial é localizada a 0,6 mm do pé do cordão realizado mais sobre o tubo, neste caso o segundo passe. A medição de dureza é realizada nessa região devido a mesma sofrer as maiores taxas de resfriamento, devido sua localização sobre o tubo. A Figura 112 apresenta as indentações realizadas para medição da dureza da ZAC GG em um dos corpos de prova soldados.

Figura 112. Região de medição de dureza da ZAC GG



Fonte: O autor

Foram realizadas 5 indentações e 3 medições em cada indentações, resultando em valor médio oriundo de 15 medições de dureza de um mesmo corpo de prova e uma mesma ZAC GG. Foi aplicado ainda o método estatístico para determinação da incerteza padrão das medições realizadas sobre os corpos de prova. A Tabela 30 apresenta os valores de médios de dureza da ZAC GG obtidos a partir da análise de todos os processos de soldagem realizados.

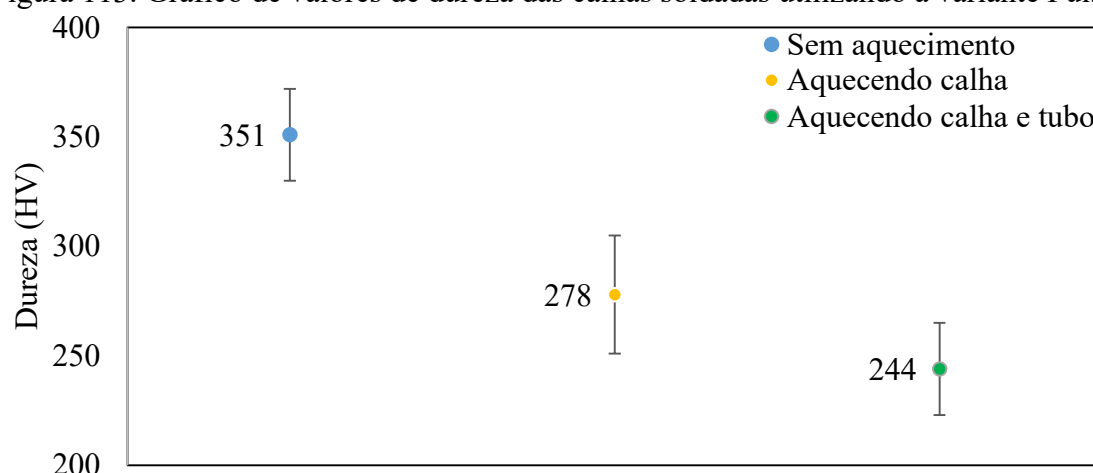
Tabela 30. Dureza HV2 da ZAC GG de todos corpos de prova soldados

P - Sem aquecimento	P - Aquecendo a Calha	P - Aquecendo tubo e calha	PCA - Sem aquecimento	PCA - Aquecendo a calha	PCA - Aquecendo tubo e calha*
351±21	278±27	244±21	299±58	315±38	323±27

Fonte: O autor

A partir da análise dos resultados apresentados nota-se que na aplicação da variante Pulsado nos processos de soldagem das calhas houve uma diminuição significativa da dureza média de acordo com a utilização do aquecimento por indução, onde aquecendo apenas a calha já foi percebido certo impacto no valor de dureza, e pré-aquecendo a calha e aquecendo o tubo por indução a redução dos valores de dureza foi ainda maior. O gráfico da Figura 113 apresenta um comparativo entre os valores de dureza obtidos para com as aplicações da variante Pulsado nos processos de soldagem utilizando as diferentes configurações de aquecimento por indução testadas.

Figura 113. Gráfico de valores de dureza das calhas soldadas utilizando a variante Pulsado



Fonte: O autor

Estes resultados corroboram com os apresentados por Yunovich e Thompson (2005). Os autores fazem a comparação de resultados de dureza de amostras do conjunto calha-tubo (tubo API 5L-X52) soldado com e sem o auxílio de aquecimento por indução e apresentam que, para um mesmo *heat input*, tipo de eletrodo e em soldagem multipasses, os menores valores médios de dureza foram observados em amostras soldadas com o auxílio de aquecimento por indução.

Analisando os dados de dureza média e incerteza padrão dos corpos de prova soldados utilizando a variante Pulsado CA é possível perceber que a situação onde a calha foi soldada com esta variante e sem a utilização de aquecimento por indução apresentou a maior incerteza padrão de medição, sendo esta 58HV. Tal grande variação nos valores de dureza pode ser atribuída a ocorrência de microtrincas na realização de todas as 5 indentações realizadas para medição da dureza desta amostra. A Figura 114 apresenta uma das indentações para medição de dureza.

Figura 114. Microtrincas em indentação na amostra soldada com a variante PCA sem aquecimento por indução



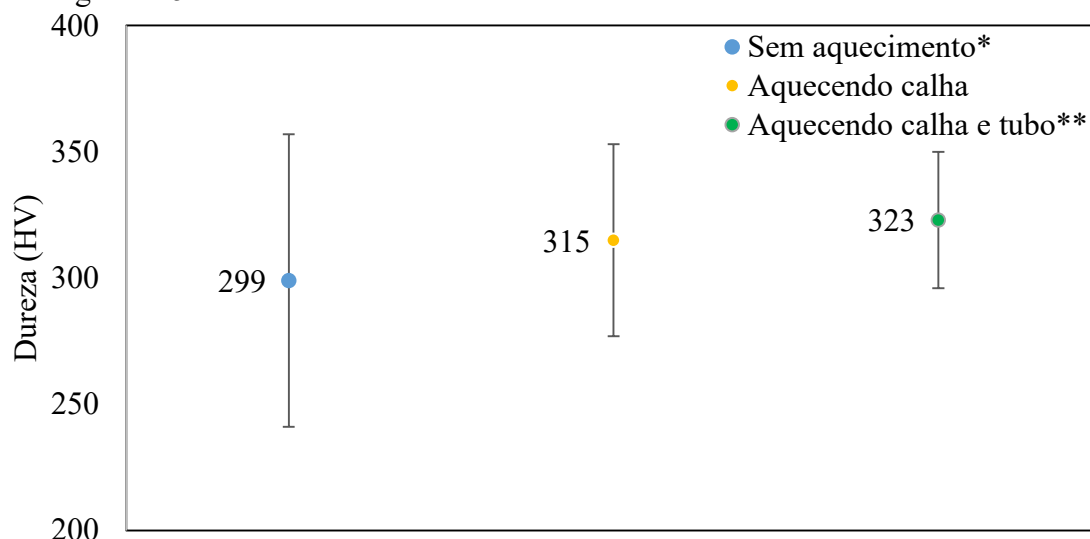
Fonte: O autor

A ocorrência de tais trincas pode ainda indicar que a dureza do material pode ser maior do que a média obtida, uma vez que houve tal ocorrência em todas as indentações. A partir do valor de dureza média e da incerteza padrão pode se afirmar que com uma probabilidade de 95% uma medição de dureza naquela região pode chegar a limites máximos de 357HV no CP soldado com variante PCA e sem aquecimento por indução.

Não foram observadas trincas nas amostras soldadas com o PCA com aquecimento da calha por indução. Tais medições resultaram em um valor de dureza média próximo ao valor apresentado pelas medições na amostra utilizando a mesma variante aplicada sem aquecimento por indução, porém, com valor de incerteza padrão menor (315 ± 38 HV).

Dentre as amostras soldadas com a variante PCA, a maior dureza média foi apresentada pelo corpo de prova retirado do conjunto calha-tubo soldado na condição onde realizou-se o pré-aquecimento da calha e o aquecimento por indução do tubo. Este fato pode ser atribuído à maior velocidade de soldagem e ao consequente menor *heat input* utilizados na realização desta soldagem. Yunovich e Thompson (2005) apresentaram resultados similares, onde soldas realizadas, nas mesmas condições e com maior menor *heat input* (25 kJ/in) apresentaram, em média, maiores valores de dureza Vickers quando comparadas com resultados obtidos de amostras soldadas com maior *heat input* (40 kJ/in). A Figura 115 apresenta o comparativo entre os resultados de dureza das amostras soldadas utilizando a variante PCA.

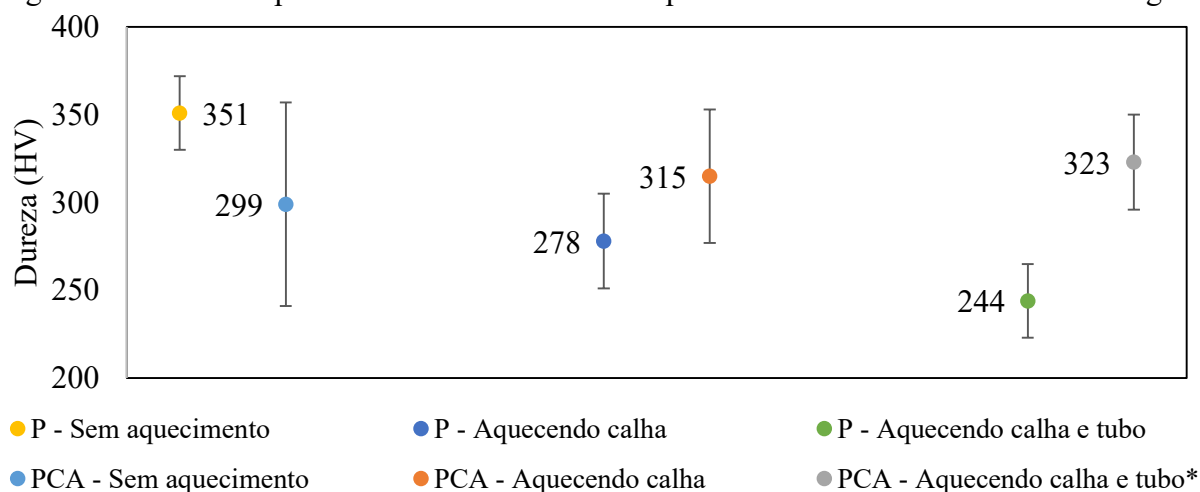
Figura 115. Valores de dureza das amostras soldadas com o MIG/MAG PCA^{10, 11}



Fonte: O autor

Comparando os valores de dureza obtidos empiricamente para ambas as variantes são percebidos maiores valores de dureza média, bem como maior incerteza padrão do processo MIG/MAG Pulsado com Corrente Alternada, quando comparado o processo MIG/MAG Pulsado. O gráfico da Figura 116 apresenta tal comparação.

Figura 116. Dados experimentais de dureza obtidos para com ambas as variantes de soldagem



Fonte: O autor

¹⁰ *Na medição da dureza das amostras soldadas sem pré-aquecimento houve a ocorrência de microtrincas, as quais podem vir a interferir no valor real de dureza. Tais microtrincas também podem ser responsáveis por esta amostra apresentar a maior incerteza padrão dentre todas as amostras estudadas.

¹¹ **A amostra soldada aplicando a variante PCA assistida de pré-aquecimento da calha e do tubo foi soldada com velocidade de soldagem de 45 cm/min.

A API 1104 – Apêndice B (1999) especifica que processos os quais resultam em valores de dureza acima de 350HV devem ser avaliados em relação ao risco ocorrência de trincas induzidas por hidrogênio. Desta forma, avaliando dados de dureza assumindo os limites máximos de dureza definidos mediante a incerteza padrão calculada, os procedimentos de soldagem onde foram aplicadas a variante Pulsado assistida de aquecimento da calha, bem como a mesma variante assistida de pré-aquecimento da calha e aquecimento do tubo não necessitariam de avaliação relativa a TIH. O restante das situações testadas necessitaria, segundo a norma, desta avaliação.

Aplicando o método de predição de dureza de Yurioka (1987) com os tempos de resfriamento obtidos na execução do segundo passe de soldagem em todos os processos, foram levantadas as durezas apresentadas na Tabela 31. O método se baseia no carbono equivalente do duto soldado e nos tempos de resfriamento $t_{800-500}$, é utilizado como método de predição pelo *Pipeline Research Council International* (PRCI) e foi incorporado ao *software Batelle™*. A Tabela 32 apresenta os variados cálculos de carbono equivalente para aplicação dos métodos de predição de dureza.

Tabela 31. Dureza HV_{max} - Equação de Yurioka

P - Sem aquecimento	P - Aquecendo a Calha	P - Aquecendo tubo e calha	PCA - Sem aquecimento	PCA - Aquecendo a calha	PCA - Aquecendo tubo e calha
250	218	211	258	230	209

Fonte: O autor

Tabela 32. Valores de Carbono Equivalente calculados

Carbono Equivalente					
PCM	CE_I	CE_{II}	CE_{III}	CE_{IIW}	CE_N
0,17	0,27	0,30	0,36	0,27	0,25

Fonte: O autor

Os valores de dureza obtidos a partir da aplicação do método de Yurioka (1987) apresentam tendência similar à apresentada pelos valores obtidos experimentalmente. Ou seja, é notada, a partir da análise dos valores, a influência do aumento dos valores de tempos de resfriamento sobre os valores de dureza resultantes, onde para os menores tempos de resfriamento foram obtidos os maiores valores de dureza HV_{max} .

Observando os valores médios absolutos de dureza obtidos de cada uma das condições calculadas pelo método de Yurioka percebe-se que o este apresenta valores inferiores aos valores médios de dureza obtidos experimentalmente. Essa diferença pode ser atribuída à generalidade do método, o qual se aplica à diversos tipos de aços, bem como aos dados utilizados para construção do método, dados estes adotam, por exemplo, tempos de resfriamento $t_{800-500}$ de até 100s, sendo assim um método abrangente.

Aplicando o método de predição de dureza desenvolvido por Nolan, Sterjovski e Dunne (2005), o qual é modelado para predição de dureza de aços de *pipelines* submetidos a tempos de resfriamento $t_{800-500}$ de 2 a 10 segundos, foram obtidos os valores de dureza da Tabela 33.

Tabela 33. Dureza HV - Equação de Nolan

P - Sem aquecimento	P - Aquecendo a Calha	P - Aquecendo tubo e calha	PCA - Sem aquecimento	PCA - Aquecendo a calha	PCA - Aquecendo tubo e calha
305	296	292	306	301	290

Fonte: O autor

Analisando os valores médios de dureza obtidos percebe-se que estes se aproximam mais dos resultados de dureza obtidos experimentalmente quando comparados aos valores de dureza da ZAC obtidos aplicando o método de predição de Yurioka. Tal fato pode ser atribuído aos dados utilizados para construção do próprio método de predição, onde estes dados foram obtidos a partir de experimentos utilizando água como fluido refrigerante e tubos próprios para transporte de óleo e gás, com composições químicas próximas às do tubo utilizado neste trabalho. Percebe-se também que a tendência de valores obtidos ao aplicar-se o método tende a seguir a mesma tendência já mencionada, onde os valores de dureza diminuem de acordo com o aumento do tempo de resfriamento.

Ainda analisando os valores médios de dureza obtidos a partir da aplicação do método de predição de Nolan percebe-se que este apresentou menor sensibilidade à variação do tempo de resfriamento quando comparado ao método de Yurioka.

Comparando os valores obtidos a partir da aplicação dos métodos de predição de dureza de Nolan e de Yurioka percebe-se que as durezas oriundas da aplicação do método de Nolan apresentam valores maiores. Este resultado pode ser atribuído a faixa de temperaturas $t_{800-500}$ utilizada para a consecução do método de Nolan ser consideravelmente menor. Sendo ambos os métodos baseados em dados experimentais de tempos de resfriamento, tempos de resfriamento menores (2 s~10 s) resultam em valores de dureza maiores.

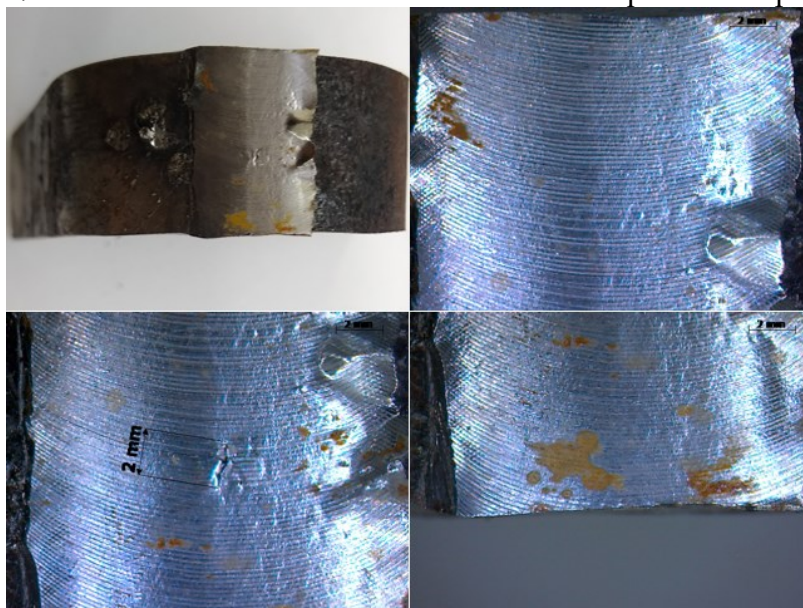
4.2.3.4 Testes de dobramento de face – Face bend test

Das calhas soldadas ao tubo também foram retirados corpos de prova para testes de dobramento de face (*face bend test*). Os resultados destes ensaios destrutivos são utilizados pela literatura como indicativo da presença ou não de trincas induzidas por hidrogênio.

A solda submetida ao teste de dobramento de face deve ser considerada aceitável se, após o dobramento, nenhuma trinca ou outra imperfeição exceder 3 mm ou metade da espessura nominal da parede, o que for menor, em qualquer direção na solda metal ou zona afetada pelo calor. Trincas que se originam no raio externo da dobra ao longo das bordas da amostra durante o teste e que são menores que 6 mm, medidas em qualquer direção, não devem ser consideradas, a menos que imperfeições óbvias sejam observadas (API 1104 – Anexo B).

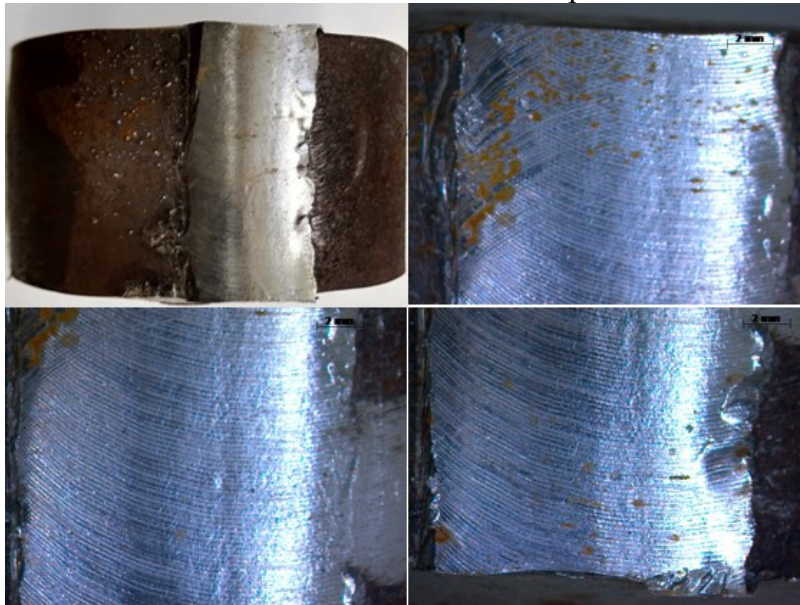
Após a realização dos ensaios de dobramento de face foi realizada a análise dos corpos de prova. Utilizando a variante Pulsado e empregando as condições de aquecimento por indução apresentadas (sem aquecimento, aquecendo a calha, e pré-aquecendo a calha e aquecendo o tubo) apenas no corpo de prova resultante da condição de soldagem onde foi aplicado o Pulsado sem aquecimento por indução ocorreu o aparecimento de trinca, na região central e de 2 mm de comprimento. Da Figura 117 a Figura 119 são apresentados os corpos de prova submetidos ao ensaio de dobramento, em detalhes da parte superior, central e inferior, com zoom de 6,5x.

Figura 117. CP de dobramento de face do Pulsado sem aquecimento por indução



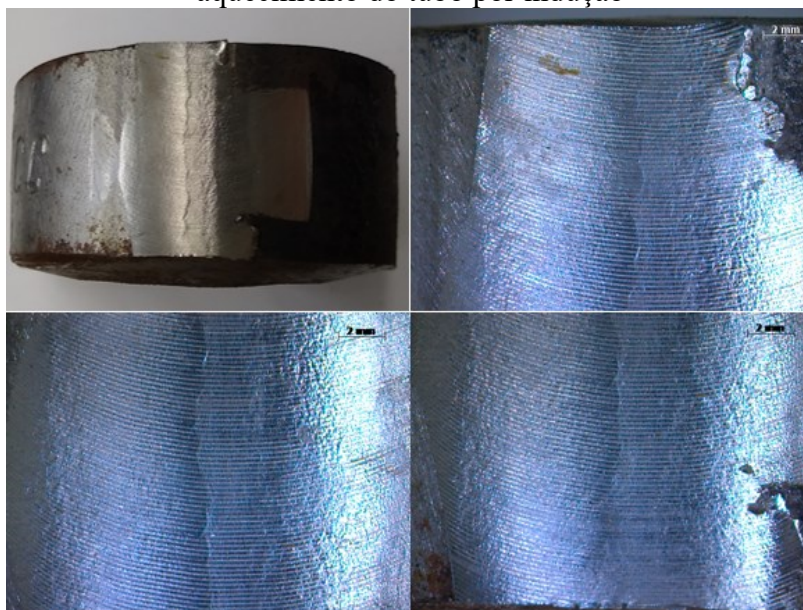
Fonte: O autor

Figura 118. CP de dobramento de face do Pulsado com aquecimento da calha por indução



Fonte: O autor

Figura 119. CP de dobramento de face do Pulsado com pré-aquecimento da calha e aquecimento do tubo por indução



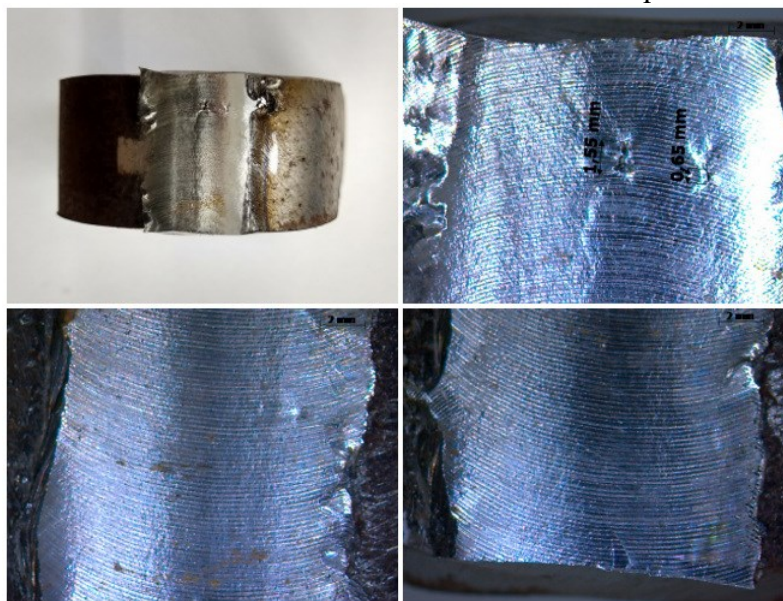
Fonte: O autor

Mesmo com a ocorrência da trinca, segundo a norma, a solda realizada utilizando o Pulsado e sem a utilização de aquecimento por indução seria considerada aceitável devido as dimensões da trinca estarem abaixo do limite estipulado (3 mm). A trinca surgiu na região central onde foi realizada a solda, podendo ter sido originada de uma trinca prévia, a qual um indicativo da presença de hidrogênio difusível, apesar do baixo teor de hidrogênio difusível contido (HDC) do processo de soldagem utilizado e dos baixos carbono equivalente da peça e do material de adição.

Outra possibilidade a ser considerada, a qual seria a mais plausível, seria que a trinca não existia antes do dobramento e foi aberta na realização do mesmo devido à existência de uma região com menor capacidade de sofrer deformação, como uma região de elevada dureza, por exemplo.

Na realização dos testes dos CP's retirados do conjunto calha-tubo soldado aplicando a variante pulsado CA onde se soldou sem a aplicação de aquecimento por indução foi notado o aparecimento de trincas de pequenas dimensões, semelhante ao ocorrido para com a variante Pulsado. As trincas ocorreram na região onde foi realizada a solda e apresentaram comprimento de 1,55 mm e 0,65 mm. A Figura 120 apresenta o corpo de prova testado e o zoom em detalhe da parte superior, central e inferior do corpo de prova dobrado.

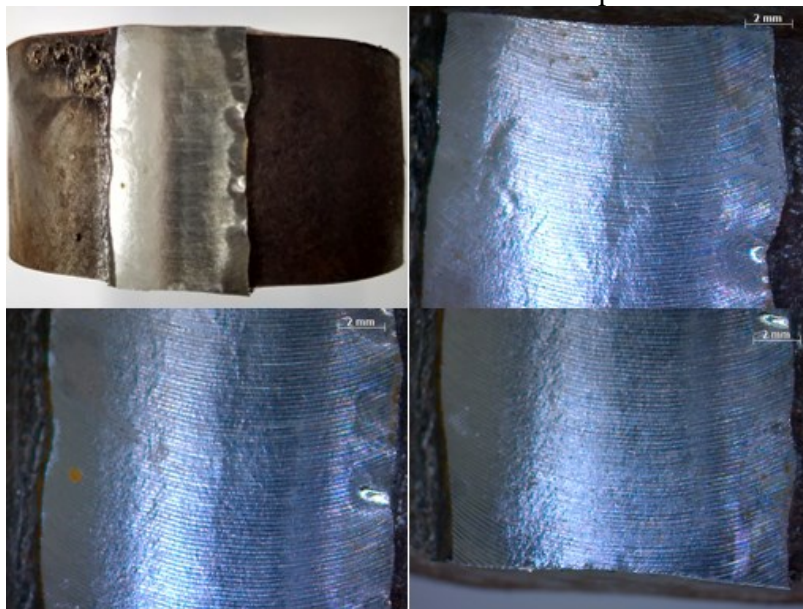
Figura 120. CP de dobramento de face do Pulsado CA sem aquecimento por indução



Fonte: O autor

O corpo de prova retirado do conjunto calha-tubo soldado com o PCA assistido de aquecimento por indução da calha não apresentou a ocorrência de trincas, como mostra a Figura 121.

Figura 121. CP de dobramento de face do Pulsado CA com aquecimento da calha por indução

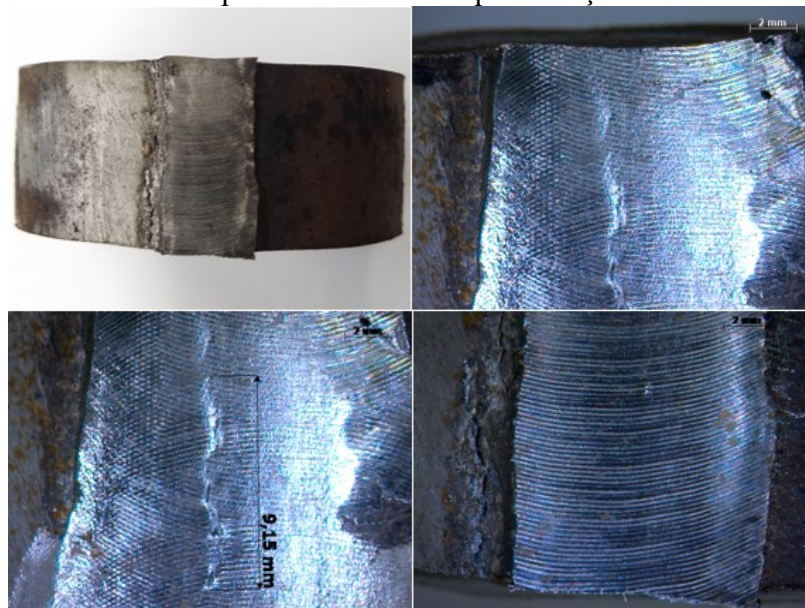


Fonte: O autor

Desta forma, não houve a ocorrência de trincas nos corpos de prova soldados aplicando a técnica de aquecimento por indução das calhas na aplicação de ambas as variantes de soldagem.

Já na realização do teste de dobramento do corpo de prova retirado do par calha-tubo soldado empregando a variante Pulsado CA assistida de pré-aquecimento da calha e aquecimento do tubo por indução houve a ocorrência de uma trinca na região central da área soldada. A trinca de pelo menos 9,15 mm de comprimento pode ser vista em detalhe na Figura 122.

Figura 122. CP de dobramento de face do Pulsado com pré-aquecimento da calha e aquecimento do tubo por indução



Fonte: O autor

A ocorrência da trinca na aplicação do processo MIG/MAG Pulsado CA nesta última condição, onde foi aplicado o pré-aquecimento da calha e o aquecimento do tubo, e a qual seria uma condição menos favorável a formação de trincas, pode ser atribuída inicialmente ao aumento da velocidade de soldagem utilizada para a aplicação deste processo nestas condições e a suas consequências. A velocidade de soldagem aumentada de 30 cm/min para 45 cm/min representa um aumento de 33% neste parâmetro e uma diminuição, proporcional, no valor de calor aportado (ou *heat input*). Tal ocorrência também pode ser atribuída à morfologia dos cordões (Figura 102), onde a junta foi preenchida com menos material depositado, e com os cordões realizados apresentando certa convexidade. Faz-se necessário salientar aqui que o aumento da velocidade de soldagem para aplicação da soldagem utilizando esta variante e nestas condições de aquecimento veio de forma a conter o problema de escorrimento da poça de fusão, fato este que impossibilitou a realização da solda na velocidade mais baixa.

Como resultado de todos os ensaios de dobramento realizados, foi notada a tendência e o aparecimento de trincas na soldagem utilizando ambas as variantes testadas sem a utilização de aquecimento por indução. Apesar destas ocorrências, pelas dimensões das trincas apresentadas, as soldas realizadas seriam consideradas aceitáveis, pela norma API 1104.

De forma igual, não houve o aparecimento de trincas na soldagem realizada aplicando a variante Pulsado, utilizando os mesmos parâmetros de soldagem, e assistida de pré-aquecimento da calha e aquecimento por indução do tubo.

Yunovich e Thompson (2005) realizaram testes de dobramento *face bend* em corpos de prova retirados de um tubo API 5L-X52 soldado em operação e sendo aquecido por chama, resistência e indução. A Dupla Calha tipo B foi soldada ao tubo enquanto este transportava água com vazão de 38l/min e velocidade de 0,024 m/s. Os autores relataram a ocorrência de trincas nos corpos de prova soldados com diferentes níveis de *heat input* (1,0 e 1,6 kJ/mm), utilizando aquecimento por chama e por resistência e soldando com eletrodos com hidrogênio difusível contido de 8 ml/100g. Tais trincas nos testes *face bend* realizados foram definidas pelos autores como trincas induzidas por hidrogênio.

Nos experimentos de soldagem conduzidos pelos autores, as únicas soldas que não apresentaram trincas foram as realizadas mediante a utilização de aquecimento por indução, com o mesmo eletrodo com HDC de 8ml/100mg e *heat input's* também de 1,0 e 1,6 kJ/mm. Os autores citam que razão para isso pode estar relacionada à capacidade de pré-aquecimento por indução para aquecer mais completamente a parede do tubo.

5 CONCLUSÕES

Por tratar-se do primeiro documento acadêmico desenvolvido no LABSOLDA partindo da exploração e utilização da técnica de aquecimento indutivo para aplicações em dutos em operação, o progresso alcançado ao longo do desenvolver deste trabalho permitiu gerar informações sobre diversos aspectos importantes que influenciam na atualização desta técnica de aquecimento nesse tipo de aplicação. Foram levantadas informações sobre a fonte de aquecimento por indução utilizada do ponto de vista do funcionamento do processo, da influência dos parâmetros e dos aspectos práticos ligados à utilização do aquecimento por indução e da aplicação deste em operações de soldagem de dutos em operação. Na sequência estão apresentadas as principais conclusões obtidas no decorrer do desenvolvimento do trabalho.

Com relação ao aquecimento por indução em tubo sem fluxo de água:

- A Fonte de aquecimento por indução necessita de uma bobina com um número mínimo de espiras para funcionar em sua total capacidade de Potência ativa. Durante a execução deste trabalho foi conseguida esta condição utilizando bobina formada por 5 espiras, onde na condição de bobina formada por 3 espiras a fonte já não opera com capacidade total;
- Uma vez a fonte operando em sua capacidade máxima de potência, independentemente do número de espiras da bobina, a utilização de bobinas com menos espiras se mostrou mais eficiente na execução do aquecimento. Tal fato foi atribuído à aplicação do calor em uma menor região, resultando em maiores temperaturas apresentadas nas áreas circunvizinhas à região de aplicação do aquecimento;
- Na condição onde a superfície aquecida não está submetida ao resfriamento oriundo do fluxo fluido interno do tubo, caso do aquecimento do tubo seco e das calhas, a temperatura de aquecimento de 400°C foi alcançada sem dificuldades.

Com relação ao aquecimento por indução em tubo em posição horizontal e com fluxo de água:

- Na realização do aquecimento do tubo em posição horizontal e transportando água, nos valores de vazão testados, houve aquecimento da água, convecção natural desta para a parte superior do tubo e consequentemente aquecimento não homogêneo do tubo.
- Devido à concentração da água aquecida na parte superior do tubo, houve a formação de um “*hotspot*”. Os valores de temperaturas aqusitados, via termopares, desta região não correspondem aos valores de temperaturas de aquecimento do tubo em toda sua circunferência;
- Vistas as temperaturas atingidas na região superior do tubo abaixo da bobina ($>100^{\circ}\text{C}$) há uma grande possibilidade de ter formado de vapor nestas condições;
- Apesar da formação de área, percebeu-se inicialmente que a utilização de bobinas com menor número de espiras proporciona um aquecimento maior em uma região vizinha à bobina, passível de aplicação de processos de soldagem.

Com relação ao aquecimento por indução em tubo em posição inclinada e com fluxo de água:

- Foram observadas temperaturas de aquecimento máximas próximas dos 150°C em testes com valores de vazão de água 50 l/min e 200 l/min, temperaturas estas abaixo do centro da bobina;
- Na área vizinha à bobina, área de interesse para aplicação da solda, foram observadas temperaturas de aquecimento maiores na condição onde utilizou-se menor valor de vazão do fluido. Enquanto utilizando vazão de 50 l/min foram obtidas temperaturas de aquecimento entre 70°C e 95°C , na condição de vazão de 200l/min foram obtidos valores de temperaturas entre 40° e 55° na mesma região;

Com relação à influência do aquecimento por indução sobre tempos de resfriamento das soldas:

- A utilização de aquecimento da calha a temperaturas acima de 300°C proporcionou aumento significativo nos tempos de resfriamento $t_{800-500}$ em ambas as variantes do processo MIG/MAG testadas. Na condição da realização do passe 2, passe esse que está submetido às maiores taxas de resfriamento, a utilização de aquecimento por indução, pelo menos, dobrou o valor de tempo de resfriamento $t_{800-500}$;
- Na execução dos passes 1 e 3, para ambas as variantes do processo de soldagem utilizadas, também foram observados ganhos significativos de tempo de resfriamento $t_{800-500}$.
- Na aplicação da variante Pulsado CA, os ganhos de tempos de resfriamento $t_{800-500}$ a partir da aplicação do aquecimento por indução foram maiores quando comparados aos valores apresentados aplicando a variante Pulsado. Foram observados aumentos de 94%, 136% e 60% no primeiro, segundo e terceiro passe, respectivamente, quando comparadas as condições sem aquecimento por indução e com aquecimento do tubo e pré-aquecimento da calha. Quando é comparada a condição sem aquecimento a condição onde houve apenas o aquecimento da calha, foram observados aumentos de 97%, 52% e 44% nos tempos $t_{800-500}$ do primeiro, segundo e terceiro passe, respectivamente.
- Observando os tempos de resfriamento $t_{250-100}$ da variante Pulsado, nota-se que houve o aumento nos tempos de resfriamento $t_{250-100}$ a partir da utilização do aquecimento da calha a 400° quando comparado à situação sem aquecimento por indução, sendo esse aumento 27%, 19% e 32% para primeiro, segundo e terceiro passe, respectivamente. Porém, o aumento mais pronunciado destes tempos de resfriamento foi obtido na situação onde houve o pré-aquecimento da calha e o aquecimento do tubo, obtendo desta forma acréscimos de 266%, 95% e 257% nos tempos de resfriamento $t_{250-100}$;
- Na aplicação da variante Pulsado CA, comparando as situações de soldagem sem a prática do aquecimento indutivo e a soldagem apenas com a calha aquecida por indução, foram obtidos aumentos do tempo de resfriamento entre 250 °C e 100°C

de 61%, 48% e 76%. Feita a comparação entre as soldagens com o PCA sem aquecimento por indução e assistida de aquecimento indutivo do tubo em conjunto com o pré-aquecimento da calha, foram observados aumentos no tempo de resfriamento de 356%, 81% e 270%.

Com relação à influência do aquecimento por indução sobre as características dos cordões observadas visualmente mediante macrografias realizadas:

- Não foram observados, mediante exame visual, defeitos ou descontinuidades, planares ou volumétricas, nas soldas realizadas;
- A partir da aplicação dos processos de soldagem assistidos de aquecimento por indução do tubo, foi observado, em geral, um aumento nos valores de penetração do primeiro do segundo passe para ambas as variantes. Por exemplo, valores de penetração geralmente abaixo 0,5 mm, no primeiro passe, passaram a apresentar valores de penetração próximos ou superiores a 1,0 mm para ambas as variantes.
- O segundo passe do processo MIG/MAG Pulsado assistido de aquecimento por indução da calha e do tubo apresentou valor de penetração de 1,7 mm, um aumento de quase 90% quando comparado ao mesmo passe utilizando a mesma variante de soldagem sem aquecimento por indução.

Com relação à influência do aquecimento por indução sobre os valores de dureza obtidos experimentalmente:

- Na aplicação da variante MIG/MAG Pulsado, foi observada a redução dos valores de dureza Vickers a partir da utilização do aquecimento por indução. Uma vez aplicados os mesmos parâmetros de soldagem, os valores de dureza dos corpos de prova soldados na condição onde se utilizou o aquecimento por indução apresentaram, em média, uma redução de até 30% quando comparados aos valores de dureza obtidos de corpo de prova soldado sem a aplicação de aquecimento por indução, passando, em valores médios, de 351 HV para 244 HV;

- A API 1104 – Apêndice B (1999) especifica que processos os quais resultam em valores de dureza acima de 350HV devem ser avaliados em relação ao risco ocorrência de trincas induzidas por hidrogênio. Desta forma, avaliando dados de dureza assumindo os limites máximos de dureza definidos mediante a incerteza padrão calculada, os procedimentos de soldagem onde foram aplicadas a variante Pulsado assistida de aquecimento da calha, bem como a mesma variante assistida de pré-aquecimento da calha e aquecimento do tubo não necessitariam de avaliação relativa à TIH segundo a norma API 1104.
- Tronskar (1995) e Bruce (2012) propõem dureza máxima de 330 HV para aços de baixo carbono como critério de dureza para avaliação de trincas induzidas por hidrogênio. Desta forma, as amostras soldadas com a variante Pulsado passaram de uma situação de análise de ocorrência de THI para uma situação “aceitável” a partir da utilização da prática do aquecimento por indução;
- Dentre as amostras soldadas com a variante PCA, a maior dureza média foi apresentada pelo corpo de prova retirado do conjunto calha-tubo soldado na condição onde realizou-se o pré-aquecimento da calha e o aquecimento por indução do tubo. Este fato pode ser atribuído à maior velocidade de soldagem e ao consequente menor *heat input* utilizados na realização desta soldagem;
- Os dados analíticos de dureza obtidos mediante a aplicação do método de predição de dureza de Nolan se aproximaram mais dos dados de dureza empíricos obtidos, onde para a variante Pulsado, a diferença média entre valores de dureza obtidos foi, em módulo, de 37 HV. Tal fato é atribuído às características construtivas deste método.

Com relação a análise dos resultados dos testes de dobramento do tipo *face-bend*:

- Mediante testes de dobramento, foram observadas trincas de pequenas dimensões nas soldas realizadas sem aquecimento por indução;
- Não foram observadas trincas nos corpos de provas de dobramento oriundos da aplicação dos processos de soldagem assistidos de aquecimento por indução da calha;

- Aplicando o aquecimento por indução do tubo e pré-aquecimento da calha na soldagem utilizando a variante Pulsado, não foram observadas trincas mediante a realização de ensaio de dobramento;
- Houve a ocorrência de trincas na solda executada utilizando a variante Pulsado com Corrente Alternada assistida de pré-aquecimento da calha e aquecimento do tubo, situação onde a solda foi realizada com maior velocidade de soldagem e menor *heat input*;

Desta forma conclui-se que, mesmo utilizando equipamentos comerciais, foi possível impactar positivamente o procedimento de reparo de dutos em operação, aumentando os tempos de resfriamento e resultando em soldas de menor dureza.

Outra importante conclusão partiu da formação do fenômeno denominado aqui de *hotspot*, o qual ocorreu no processo de aquecimento indutivo do tubo em posição horizontal e transportando diferentes níveis de vazão. Tal ponto de calor foi atribuído ao demasiado aquecimento do fluido transportado e permanência deste na parte superior do tubo. Considerando que a manutenção de dutos geralmente envolve dutos que estão na horizontal, onde estes muitas vezes podem ter a vazão do fluido interrompida, a avaliação do nível aquecimento, dos métodos de medição e da formação desta área de maior aquecimento se mostrou como resultado de grande importância para com o entendimento do processo de aquecimento. Para prevenir esse tipo de problema, recomenda-se instalar o termopar de controle em 12h e usar termopares em diferentes posições (3h, 6h) para verificação do aquecimento nestas regiões e constatação de uma possível heterogeneidade no aquecimento.

Acerca das variantes do processo MIG/MAG testadas concluiu-se que ambos os processos apresentaram resultados, em determinadas situações, aplicáveis e satisfatórios. Comparadas as variantes MIG/MAG aplicadas, a variante Pulsado apresentou resultados mais claros, promissores e consistentes uma vez assistida de aquecimento por indução. Apresentando maior penetração, menor dureza e não ocorrência de trincas nos testes de dobramento, tal processo, com os parâmetros e condições apresentadas, estaria apto para uma aplicação em campo, por exemplo. Apesar da aplicação do MIG/MAG PCA em condições limites, com alto valor de diâmetro de gota (1,3 mm) e consequente alto valor de EN Ratio (44%), foram obtidos resultados satisfatórios e com características aceitáveis com a velocidade de soldagem maior

(de 30 cm/min). Os resultados dos ensaios com diferentes velocidades de soldagem apontaram a influência tanto deste parâmetro como, consequentemente, do *heat input* sobre os resultados de soldagem utilizando esta variante. Além disso, a aplicação desta variante com este percentual de eletrodo negativo proporcionou a análise acerca do impacto da utilização do aquecimento por indução sobre as condições práticas de soldagem.

A utilização do processo MIG/MAG Pulsado proporcionou uma análise clara sobre o impacto da prática de aquecimento por indução de forma a assistir processos de soldagem de dutos em operação, uma vez que o processo pôde ser aplicado mantendo todas as variantes envolvidas e em todas as condições de aquecimento. Esta variante, aplicada com tais parâmetros, se mostrou robusta o suficiente de forma a absorver quaisquer variações do *heat input* envolvido no processo de soldagem nas diferentes condições de aquecimento. Por fim, a aplicação do MIG/MAG Pulsado assistida de aquecimento por indução apresentou resultados de soldagem aceitáveis, ausente de defeitos e descontinuidades e ainda com valores de dureza dentro da faixa prevista segundo a API 1104 – Apêndice B e pesquisadores da área, como Tronskar (1995) e Bruce (2012).

6 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

Uma vez que o trabalho abordou o aquecimento por indução de uma fonte comercial, com sistema e controle fechado, a análise quantitativa de alguns parâmetros elétricos. A mensuração e dimensionamento dos principais parâmetros em uma fonte de arquitetura aberta seria de determinada importância para o entendimento do fenômeno da indução eletromagnética. Além disso, os cálculos empíricos e modelamentos numéricos dos parâmetros para fins de comparação seriam valiosos. Estas questões não foram abordadas por não fazerem parte do escopo do trabalho e tornariam os capítulos muito longos e, por conseguinte, o trabalho como um todo.

As temperaturas máximas de aquecimento do tubo atingidas na consecução das soldas realizadas apresentaram valores máximos, na junta, próximos dos 100°C, onde este valor de temperatura de aquecimento mostrou influência sobre os tempos de resfriamento da solda. Sugere-se, assim, o estudo do aquecimento desta superfície em maiores temperaturas, onde, este aquecimento poderia vir a modificar ainda mais estes tempos de resfriamento, podendo fazer tempo de resfriamento $t_{250-100}$ tender a ser um critério de escolha do operador. O conhecimento da potência da fonte necessária para aquecimentos a tais temperaturas seria, também uma informação valiosa.

O aquecimento da calha a temperaturas máximas de 400°C foi definido baseado em informações presentes literatura. O conhecimento da influência de temperaturas de aquecimento maiores sobre as características metalúrgicas do metal a ser soldado poderiam vir a possibilitar a utilização de temperaturas maiores, proporcionando um impacto ainda maior sobre o aumento dos tempos de resfriamento, como o aumento do $t_{800-500}$, por exemplo.

Ainda na análise do aquecimento e dos ciclos térmicos de soldagem, a utilização de ferramenta de medição por calorimetria, por exemplo, poderia ser de grande importância no dimensionamento do aquecimento e na análise da influência do aquecimento por indução no aporte térmico de soldagem.

Tratando especificamente dos processos de soldagem aplicados, poderiam ser explorados na pesquisa da soldagem em operação utilizando elementos como calhas e abraçadeiras, processos com maior energia de soldagem, como o *Dynamically Flexible Arc - DynaFlex*. Ainda com caráter exploratório, na execução de reparos por deposição direta, o

MIG/MAG Pulsado com Corrente Alternada apresentou características de flexibilidade de aporte térmico interessantes para este tipo de aplicação, podendo ser explorado de uma forma mais ampla. Como solução para aplicação em campo mais utilizada e mais óbvia, a investigação sobre a aplicação do processo MIG/MAG com transferência metálica por curto-circuito seria de importância em um caráter de aplicação em campo real. Variantes com curto-circuito controlado, por exemplo, podem se apresentar como uma possibilidade disponível para execução deste tipo de reparo.

O modelamento numérico dos processos de aquecimento por indução e de soldagem juntos, em um modelo multifísico, simulando este tipo de reparo é uma ferramenta a qual poderia elucidar e auxiliar no entendimento do impacto do aquecimento por indução, em possíveis diferentes níveis, sobre os ciclos térmicos de soldagem, com diferentes níveis e características de energia de soldagem.

Análises metalúrgicas, como análise em MEV, mapeamento da dureza de toda a região soldada, além de micrografias poderiam fornecer dados e informações valiosas sobre a microestrutura das diferentes regiões dos cordões de solda realizados. A análise térmica a partir da utilização de um pirômetro de duas cores tornaria as medições de temperaturas do processo de soldagem independentes de valores de emissividade do material.

7 REFERÊNCIAS

ALBUQUERQUE, R. O., 1954 – **Análise de circuitos em corrente alternada** / Rômulo Oliveira Albuquerque. – São Paulo: Érica, 1989.

AMERICAN PETROLEUM INSTITUTE API, "API 1104: Standard for Welding of Pipelines and Related Facilities" **API Publishing Services**, N. W., Washington, D.C., 1999.

AMERICAN SOCIETY OF MECHANICAL ENGINEERS, "**Repair of Pressure Equipment and Piping - ASME PCC-2**," New York, NY, 2015.

AMIN, M. Pulse Current Parameters for Arc Stability and Controlled Metal Transfer in Arc Welding (M. Amin). **Metal Construction**, [s.i.], p.272-278, 1983.

ASME , "**ASME B31G-1991 Manual for Determining the Remaining Strenght of Corroded Pipelines**," American Society of Mechanical Engineers, New York, 1991.

ASME; API, "**Fitness-For-Service API 579-1/ASME FFS-1**," American Society of Mechanical Engineers, Washington, D. C., 2016.

BEACHEM, C. D., A New Model for Hydrogen-Assisted Cracking (Hydrogen "Embrittlement") **Metallurgical. Transictions**, 3: 437, 1972.

BEESON, R. Pipeline Welding Goes Mechanized. **Welding Journal**, Miami, FL, v. 78, n. 11, p. 47 - 49, November 1999. ISSN 0043-2296.

BLACKMAN, S. A.; DORLING, D. V. Technology Advancements Push Pipeline Welding Productivity. **Welding Journal**, Miami, FL, v. 79, n. 8, p. 39 - 44, August 2000. ISSN 0043-2296.

BRITISH STANDARD. BS EN 1011-2:2001: **Welding — Recommendations for welding of metallic materials — Part 2**: Arc welding of ferritic steels. Brussels: Cen, 2001. 62 p.

BRUCE, W. A. “Comparison of fiber-reinforced polymer wrapping versus steel sleeves for repair of pipelines” **Rehabilitation of Pipelines Using Fiber-reinforced Polymer (FRP) Composites**. 2015. Dublin, OH, USA.

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.

BRUCE, W. A.; ETHERIDGE, Bradley C. Further Development of Heat-Affected Zone Hardness Limits for In-Service Welding. Volume 3: **Materials and Joining**, [S.L.], p. 1-11, 24 set. 2012. American Society of Mechanical Engineers. <http://dx.doi.org/10.1115/ipc2012-90095>.

BRUCE, W. **Effect of procedure qualification variables for welding onto in-service pipelines**. Tech. Rep., Edison Welding Institute, The Welding Institute, July 1994.

CARL, E.; BRIAN, O.; BRUCE, W. A. **Pipeline Repair Manual – Final Report**. Prepared for PIPELINE RESERACH COUNCIL INTERNATIONAL (PRCI). 2006. CC Technologies and Edison Welding Institute, Ohio, USA.

CIRINO, L. M. **Análise crítica de formas de onda de corrente e métodos de controle no processo MIG/MAG Pulsado CC/CA**. 2020. 194 f. Tese (Doutorado) - Curso de Engenharia Mecânica, Departamento de Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis, Sc, 2020.

COLA M.; BRUCE W.; KIEFNER, J.; FISCHER, R.; BUBENIK, T.; JONES, D. 'Development of a simplified weld cooling rate model for in-service gas pipelines', Pipeline Research Council International Inc., Arlington, VA, 1991.

DALPIAZ, G. **Manutenção de Dutos/Tubulações – Soldagem em Operação**. Apresentação de Curso em Manutenção de Dutos/Tubulações. CENPES/PDISO/TMC. Novembro de 2016.

DAVIES, J. & S. P. **Induction Heating Handbook**. [S.l.]: McGraw-Hill Companies, 1979.

DEFEN, Z.; JIN, W.; ZHENGTAO, J.; XIONG, S.; ZENGZHEN, L.; XIN, Z. Investigation on Non-preheating Welding Technology of X70 Pipeline Steel. **Applied Mechanics and Materials**, v. 333-335, 1836 p – 1840 p. 2013. doi:10.4028/www.scientific.net/AMM.333-335.1836.

DUTRA, J. C., SILVA, R.H.G.E., MARQUES, C. et al. A new approach for MIG/MAG cladding with Inconel 625. **Weld World** 60, 1201–1209 (2016). <https://doi.org/10.1007/s40194-016-0371-3>

DUTRA, W. T.; MACHADO, I. G.; GONZALEZ, A. R. "Soldagem a Arco Assistida por Aquecimento Indutivo Localizado," in **XLII CONSOLDA – CONGRESSO NACIONAL DE SOLDAGEM**, Belo Horizonte – MG, 2016.

ESSERS, W. G.; VAN GOMPEL, M. R. M.. Arc control with Pulsed GMAW Welding. **Welding Journal**, Miami, v. 6, p.26-32, jun. 1984.

FARIA, P.; SOARES, J. P.; ARAUJO, F. F. D. S.; PARANHOS, R. "Soldagem em Operação: Parte 1 - Efeito do Arrefecimento Causado pelo Fluido em Tubulação de Espessura 11 mm," **Soldagem e Inspeção**, vol. 17, no. 4, pp. 280-287, 2012.

FRAINER, V. J. **Resfriamento de barras circulares: Estudo teórico e Prático**. Dissertação de mestrado, Programa de Pós-Graduação em Engenharia Metalúrgica e dos Materiais, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre, 1979.

FUERSCHBACH, P. W. Cathodic Cleaning and Heat Input in Variable Polarity Plasma Arc Welding of Aluminum. **Welding Journal**, v. 77, n. 07, p. 76s-85s, fev. 1998.

GEDEON, S. A.; EAGAR, T.W. Assessing Hydrogen-Assisted Cracking Fracture Modes in High-Strength Steel Weldments **Welding Journal**, 69: 213s, 1990.

GHOSH, P. K.; AGARWAL, B. P.; KULKARNI, S. G. High deposition pulsed current GMAW can change current scenario of thick wall pipe welding. In: **ASME 2009 PRESSURE VESSELS AND PIPING DIVISION CONFERENCE**, 2009., 2009, Prague. Proceedings of the ASME 2009 Pressure Vessels and Piping Division Conference. Prague: Pvp2009, 2009. p. 1 - 6.

GLOBE HEAT TREATMENT SERVICES. **Globe Heat Treatment Services Ltd.** 2020. Disponível em: <https://globeheat.co.uk/globe-heat-treatment-services/>. Acesso em: 31 out. 2020.

HALLIBURTON, "Deepwater Areas," [Online]. Available: <https://www.halliburton.com/en-US/ps/solutions/deepwater/deepwater-plays.html?node-id=hgeyxsse> . [Accessed 16 Maio 2019].

HALLIBURTON. **Deepwater Areas**. 2020. Disponível em: <https://www.halliburton.com/en-US/ps/solutions/deepwater/deepwater-plays.html?node-id=hgeyxsse> . Acesso em: 19 nov. 2020.

HALLIDAY, D.; RESNICK, R.; WALKER, J. **Fundamentos de física, volume 3: eletromagnetismo**. Tradução: Ronaldo Sérgio de Biasi. - 10. ed. - Rio de Janeiro : LTC, 2016.

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>.

JAESCHKE, B. **SpeedPulse – eine produktivitäts- und effizienzsteigernde Weiterentwicklung des MSG-Impulsschweißens**. **Schwissen Und Schneiden**, Düsseldorf, v. 61, n. 9, p.548-553, 2009.

JONES, J. E. Hybrid Induction Arc Welding. Technical Spotlight. **Advanced Materials and Processes**, 34 p – 37 p, January, 2015.

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.

KENNEDY, M. W.; AKTAR, S.; BAKKEN, J. A.; AUNE, R. E. Analytical and Experimental Validation of Electromagnetic Simulations Using COMSOL, re Inductance, Induction Heating and Magnetic Fields. 2011 **COMSOL CONFERENCE IN STUTTGART, 2011**, Stuttgart Stuttgart: Comsol, 2011. 9 p. Disponível em: https://www.comsol.no/paper/download/83467/kennedy_paper.pdf. Acesso em: 01 nov. 2020.

KIM, K.; CHUNG, H. Wire melting rate of alternating current gas metal arc welding. **The International Journal Of Advanced Manufacturing Technology**, [s.l.], v. 90, n. 5-8, p.1253-1263, 20 set. 2016. Springer Science and Business Media LLC. <http://dx.doi.org/10.1007/s00170-016-9384-8>.

KNIGHT, D. (2010, August 25), 3.1. **Solenoids: Part 1.**, <http://www.g3ynh.info> [Online].

KOU, S. **Welding Metallurgy**, New Jersey: John Wiley & Sons, 2003.

LANCASTER, J. F. **The Physics of Welding**. 2. ed. Pergamom Press, 1986. 335 p.

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>.

LORENZ, L. “Ueber die Fortpflanzung der Electricität, **Annalen der Physik**, vol. 243 pp. 161-193. 1879

MAGNATECH. **Pipeliners II 609 Orbital weld head for multi-pass GMAW/FCAW pipe welding**, 2018. Disponível em: <http://magnatechinternational.com/content/uploads/2014/08/Pipeliners-II-609.pdf> . Acesso em: 22 Março 2018.

MAGOLEY, M. **Vollmechanisiertes Orbitales MetallSchutzgasschweißen**. 2002. 145 f. Tese - Rheinisch-Westfälischen Technischen Hochschule, Fakultät Für Maschinenwesen, Aachen, Alemanha, 2002.

MARQUES, C. **Análise de Técnicas e Efeitos Físicos da Alimentação Dinâmica do Arame no Processo de Soldagem MIG/MAG com Vistas ao Desenvolvimento de um Sistema Flexível Nacional**. 2017. 210 p. Tese de doutorado - Curso de Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis, 2017.

MATSUDA, F. Pulsed GMAW: One-drop-transfer and process parameter. **Transactions Of JWRI**, Osaka, p.187-192, dez. 1984.

MILLER ELECTRIC MFG. LLC, " **When Preheating Before Welding, How to Choose the Right Equipment**" © Miller Electric Mfg. LLC, [Online]. Available: <https://www.millerwelds.com/resources/article-library/when-preheating-before-welding-how-to-choose-the-right-equipment>. [Acessado em 13 Novembro 2020].

MILLER ELECTRIC MFG. LLC, "**Welding Preheat With Induction Improves Consistency and Saves Time**," © Miller Electric Mfg. LLC, [Online]. Available: <https://www.millerwelds.com/resources/article-library/welders-turn-to-induction-heating-for-preheating-stressrelieving>. [Accessed 26 Junho 2019].

MILLER® ELECTRIC MFG. CO. **Miller ProHeat® 35 Modelos CE e não CE**: Manual do Usuário. Appleton: Editora, data de publicação, 99 pag.

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>.

NAGAOKA, H. "The inductance coefficients of solenoids" **Journal of the College of Science**, vol. 27, pp. 18-33, 1909.

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**, [S.L.], v. 10, n. 6, p. 681-694, dez. 2005. Informa UK Limited. <http://dx.doi.org/10.1179/174329305x65069>.

O PETRÓLEO. **ExxonMobil anuncia investimento para a Fase 2 do Campo de Liza. 2019**. Disponível em: <https://www.opetroleo.com.br/exxonmobil-hess-sanction-liza-fase-2-de-desenvolvimento/> . Acesso em: 6 maio 2019.

PALMER-JONES R.; HUME, J.; LINKLETER, N.; MINHAS, V.; CHRISTIE, D. "THE DEVELOPMENT OF AN EMERGENCY REPAIR SYSTEM, AND A CASE STUDY FOR A REMOTE GAS PIPELINE," in **Proceedings of the 7th International Pipeline Conference** , Calgary, Alberta, Canada, 2008.

PEREIRA, A. S. et al. Soldagem em Operação de Dutos de Alta Resistência e Baixa Espessura com Ênfase nas Trincas a Frio. **Soldagem & Inspeção**, São Paulo/sp, v. 17, n. 2, p. 88-95, 16 maio 2012. Disponível em: <https://www.scielo.br/pdf/si/v17n2/02.pdf>. Acesso em: 31 out. 2020.

PETCH, H. J., Delayed Fractures of Metals under Static Load, **Nature**, 169: 842, 1952.

PETROBRAS, "Soldagem e Trepanação em Equipamentos, Tubulações Industriais e Dutos em Operação," CONTEC Comissão de Normalização Técnica, 2016.

PETROBRAS. **Furto de combustíveis em dutos: conheça os riscos e o que pode ser feito para evitar**. 2019. Disponível em: <https://petrobras.com.br/fatos-e-dados/furto-de-combustiveis-em-dutos-conheca-os-riscos-e-o-que-pode-ser-feito-para-evitar.htm> . Acesso em: 14 ago. 2019.

PETROBRAS. **Iniciamos uma nova fase na nossa campanha contra o roubo de combustíveis em dutos**. 2020. Disponível em: https://petrobras.com.br/en_us/fatos-e-dados/iniciamos-uma-nova-fase-na-nossa-campanha-contr-o-roubo-de-combustiveis-em-dutos.htm . Acesso em: 15 ago. 2020.

PETROBRAS. **Pré-Sal: Desde as primeiras descobertas em águas profundas, temos trilhado uma longa jornada tecnológica**. 2020. Disponível em: <http://www.petrobras.com.br/pt/nossas-atividades/areas-de-atuacao/exploracao-e-producao-de-petroleo-e-gas/pre-sal> . Acesso em: 19 nov. 2020.

RUDNEV, V.; LOVELESS, D.; COOK, R. L. **Handbook of Induction Heating**. 2^a. ed. [S.l.]: CRC Press, 2017.

ROBERTSON, Ian M. et al. **Hydrogen embrittlement understood**. **Metallurgical and Materials Transactions B**, v. 46, n. 3, p. 1085-1103, 2015.

SABAPATHY, P. N. **Predicting weld cooling rates and the onset of failure during in-service welding**. 1995. 285 f. Tese (Doutorado) - Curso de Mechanical Engineering, Department Of Mechanical Engineering, The University Of Adelaide, Adelaide, 2002.

SADIKU, M. N. O.; MUSA, S.; ALEXANDER, C. K. **Análise de circuitos elétricos com aplicações**. Porto Alegre: AMGH, 2014.

SAVAGE, W. F.; NIPPES, E. F.; SZEKERES, E. S. Hydrogen Induced Cold Cracking in a Low Alloy Steel, **Welding Journal**, 55: 276s, 1976.

SPS - **SISTEMAS E PROCESSOS DE SOLDAGEM**. Disponível em:< https://www.sps-soldagem.com.br/tartilope_v4.php> . Acesso em: 11 de Novembro de 2020.

TALKINGTON, J. **Variable Polarity Gas Metal Arc Welding**. 1998. 113 f. MSc Dissertation, The Ohio State University.

THE AMERICAN SOCIETY OF MECHANICAL ENGINEERS. **ASME IX: ASME IX QUALIFICATION STANDARD FOR WELDING, BRAZING, AND FUSING PROCEDURES; WELDERS; BRAZERS; AND WELDING, BRAZING, AND FUSING OPERATORS**. 2015 ed. New York: ASME Setting The Standard, 2005. 434 p.

THERMAL ANALYSIS MODEL FOR HOT-TAP WELDING, Version 4.2, Pipeline Research Council International Inc., Sydney, 2002.

TROIANO, A. R., Interstitials and Fracture of Metals, **Nature**. ASM, 52: 54, 1960.

TRONSKAR, J. P. Evaluation of Methods to Predict Safe Welding Conditions and Maximum HAZ Hardness in Steel Welding. **Journal Of Offshore Mechanics And Arctic Engineering**, [S.L.], v. 117, n. 1, p. 46-56, 1 fev. 1995. ASME International. <http://dx.doi.org/10.1115/1.2826990>.

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.

VILARINHO, L. O.; SCOTTI, A. An alternative algorithm for synergic pulsed GMAW of aluminum. **Australasian Welding Journal**, Australia, v. 45, p.36-44, jan. 2000.

World Pipelines, **Victorius Vessels**. *World Pipelines*, p. 4, 2018.

YAPP, D.; BLACKMAN, S. A.. Recent developments in high productivity pipeline welding. **Journal Of The Brazilian Society Of Mechanical Sciences And Engineering**, [S.L.], v. 26, n. 1, p. 89-97, mar. 2004. Springer Science and Business Media LLC. <http://dx.doi.org/10.1590/s1678-58782004000100015>.

YARMUCH, M. A. R.; PATCHETT, B. M. Variable AC Polarity GTAW Fusion Behavior in 5083 Aluminum. **Welding Journal**, v. 86, n. 02, p. 196s-200s, jul. 2007.

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.

YURIOKA, N.; OKUMURA M.; KASUYA, T.; COTTON, H. J. 'Prediction of HAZ hardness of transformable steels' **Metals Construction** 1987 19 (4) 217R-223R.

YURIOKA, N.; SUZUKI, H. Hydrogen assisted cracking in C-Mn and low alloy steel weldments. **International Materials Reviews** 1990 Vol. 35 NO.4 217, 1990.

ZINN, S.; SEMIATIN, S. L. **Elements of Induction Heating - Design, Control and Applications**. [S.l.]: ASM International, 1988.

8 ANEXOS

8.1 ANEXO A – Dados do tubo API 5L Grade B

MILL TEST CERTIFICATE

EN 10204.3.1 - ISO 10474.3.1B

Number / Numero:
2073 / 2012

Page / Pagina:
4 / 8

Customer / Cliente: ACOTUBO INDUSTRIAL E COMERCIO LTDA

Customer's Order / Ordem Cliente: 62136/62137/62138

Customer's Reference / Referência do cliente: 45458.04.001

Manufacturer's Works Order N° / Ordem de Fornecimento N°

Manufacture Process / Processo de fabricação:

HPW

Product Type / Tipo de produto:

Carbon Steel Pipes
Tubos de Aço Carbono

N/A

Surface / Superfície:

Vanished
Envernizado

Standard or Specification / Normas ou especificações:

API 5L 2007

Steel Grade / Grau do aço:

B PS1 / BM PS12

Ends / Extremidades

Reveled 35°-40°- ANSI / ASME B16.25 97
Biselsada 35°-40°- ANSI / ASME B16.25 97

Dimensions / Dimensões:

12.750 X 0.375 in
323.9 X 9.5 mm

Schedule / Schedule:

N/A

Length / Comprimento:

3.287.22 ft
1 001.89 m

Quantity / Quantidade: 84 Pcs/pes

Normal Weight / Peso Normal:

49.61 lb/lr
73.65 kg/m

CHEMICAL COMPOSITION / COMPOSIÇÃO QUÍMICA

B.M.: Base metal / Metal base

CE: C-Mn/6(Cr-Mo-V)/5(Cu-Ni)/15

For 2: Nb-V

For: 3: Cu-Cr-Mo-Nb-V

Lot: Location of sample / Localização da amostra

Max: Maximum / Máximo

Min: Minimum / Mínimo

P: Product / Produto

PCM: C-Si/20-(Mn-Cu-Cr)/20-Ni/60-Mn/15-V/10-5-P

Composition % / Composição %

Heat N° Cartão N°	Sample N° Amostra N°	Lot N° Lote N°	Pipe N° Tubo N°	Ls	P	Composition % / Composição %										
						C	Si	Mn	S	Al	P	Ti	V	Cr	Ni	
26.623.1 H	14	B	12.1.3.70.105	B.M.	P	11	12	21	87	1	58	14	18	1	10	11
26.668.1 H	16	B	12.1.4.4.05	B.M.	P	11	13	91	5	1	18	12	9	2	5	57
27.027.1 H	17	B	12.1.4.4.05	B.M.	P	12	12	90	84	2	33	14	14	3	14	9
28.673.1 H	18	B	12.1.4.4.05	B.M.	P	15	15	29	94	1	13	19	16	1	17	12
28.533.0 H	19	B	12.1.4.4.05	B.M.	P	15	15	22	90	1	19	19	16	3	15	10
36.473.1 H	20	B	12.1.4.4.05	B.M.	P	13	13	20	89	1	35	17	15	2	19	12
28.627.0 H	21	B	12.1.4.5.105	B.M.	P	12	12	18	85	2	31	14	16	2	13	11
28.627.0 H	22	B	12.1.4.5.105	B.M.	P	13	13	19	85	2	27	14	14	2	13	11
20.443.1 H	23	B	12.1.4.5.105	B.M.	P	13	13	17	90	4	21	22	12	4	23	12
28.627.2 H	24	B	12.1.4.5.105	B.M.	P	14	14	21	89	5	34	23	17	6	22	11
28.669.1 H	25	B	12.1.4.5.105	B.M.	P	12	12	18	81	2	27	18	15	2	18	12

B.M.: Base metal / Metal base

CE: C-Mn/6(Cr-Mo-V)/5(Cu-Ni)/15

For: 3: Cu-Cr-Mo-Nb-V

Lot: Location of sample / Localização da amostra

Min: Minimum / Mínimo

P: Product / Produto

This certificate is issued by a computerized system and it holds only electronic signature. On the original certificate the trade mark is stamped.

This is not a legal document. It is only a reference. It is not a contract. It is not a warranty. It is not a guarantee. It is not a certificate of origin. It is not a certificate of conformity. It is not a certificate of approval. It is not a certificate of registration. It is not a certificate of trademark. It