



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

João Cairo Pereira Alcântara

**MODELAMENTO E SIMULAÇÃO POR MÉTODO DE ELEMENTOS FINITOS DO  
AQUECIMENTO POR INDUÇÃO APLICADO A OPERAÇÕES DE SOLDAGEM IN-  
SERVICE**

Florianópolis  
2021

João Cairo Pereira Alcântara

**MODELAMENTO E SIMULAÇÃO POR MÉTODO DE ELEMENTOS FINITOS DO  
AQUECIMENTO POR INDUÇÃO APLICADO A OPERAÇÕES DE SOLDAGEM IN-  
SERVICE**

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. Régis Henrique Gonçalves e Silva

Florianópolis

2021

ALCÂNTARA, JOÃO CAIRO PEREIRA

Modelamento e simulação por métodos de elementos finitos do aquecimento por indução aplicado a operações de soldagem in-service, / JOÃO CAIRO PEREIRA ALCÂNTARA ; orientador, Dr. Régis Henrique Gonçalves e Silva, 2021.  
139 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. Modelagem computacional. 3. Aquecimento por indução. 4. Soldagem de Reparo. 5. Soldagem em carga. I. Silva, Dr. Régis Henrique Gonçalves e . II. Universidade Federal de Santa Catarina. Programa de Pós Graduação em Engenharia Mecânica. III. Título.

João Cairo Pereira Alcântara

**Modelamento e simulação por métodos de elementos finitos do aquecimento por indução aplicado a operações de soldagem in-service.**

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

Profª. Fernanda Mazuco Clain, M.Sc.  
Universidade Federal do Rio Grande

Prof. Douglas Bezerra de Araújo, Dr.  
Universidade Federal de Uberlândia

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.  
Coordenador do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica UFSC

---

Prof. Régis Henrique Gonçalves e Silva Dr  
Orientador(a)

Florianópolis, 2021

À minha avó Esmerinda, meu irmão Caio, meu pai Alcântara, meu tio Paulo(*in memoriam*), e à sociedade brasileira.

## AGRADECIMENTOS

Em primeiro lugar a Deus e à espiritualidade superior.

À minha avó Esmerinda, pelo amor incondicional.

Ao meu pai, Alcântara e meu irmão, Caio, por todo apoio e educação dados durante minha vida. Ao meu tio Hilmar pelo exemplo.

À minha mãe Soraya, pelo amor dispendido a mim mesmo de longe.

Ao meu tio Paulo (*in memoriam*)

Ao professor Dr. Régis Henrique Gonçalves e Silva, pela orientação deste trabalho.

Ao Prof. Dr. Carlos Enrique Niño Bohórquez, ao Prof. Douglas Bezerra de Araújo e a Prof<sup>a</sup>, M.Sc. Fernanda Mazuco Clain pelo tempo disponibilizado para leitura e participação da banca desse trabalho.

Aos todos os companheiros de Graduação na Universidade Federal do Ceará que se tornaram amigos para a vida toda.

Aos amigos que fiz no Labsolda que me deram força em todos os momentos difíceis estando longe de casa, Pedro, Junior, Rodrigo, Daniel, Kauê, Isabel, Vitor e Julia.

Agradecimento especial aos meus colegas de apartamento, Rodrigo e Daniel pelo apoio nos momentos mais difíceis.

À equipe do Labsolda, pela paciência e oportunidade de trabalho e aprendizado.

O presente trabalho foi realizado com apoio do CNPq, Conselho Nacional de Desenvolvimento Científico e Tecnológico - Brasil

“Mas o que salva a humanidade.  
É que não há quem cure a curiosidade ”

(TOM ZÉ, 2014)

## RESUMO

A exploração da tecnologia de indução como processo de aquecimento para dutos em situação de reparo *in-service* foi realizada em duas etapas, mediante experimentos e por meio de simulações computacionais. Os experimentos de aquecimento por indução foram realizados em duto de API 5L GRADE B e uma fonte de 35 kW de potência, com uma fase em que o tubo estava sem fluxo e outra com a presença de escoamento interno de água. A bobina de indução foi construída com cabos flexíveis e foram utilizadas três configurações de espiras. Os ciclos térmicos dos experimentos foram adquiridos por termopares fixados no duto, e monitorados mediante imagens termográficas. O comportamento elétrico da fonte de aquecimento foi monitorado e esses valores foram utilizados como dados de entrada das simulações executadas. A partir das características dos experimentos foram desenvolvidos modelos computacionais utilizando o software COMSOL Multiphysics®, utilizando os módulos de *Induction Heating* e *Noisothermal flow*. A simulação do escoamento interno de fluido no duto utilizou o modelo de turbulência  $k-\epsilon$ . Os aquecimentos realizados com tubo ausente de escoamento foram capazes de proporcionar a temperatura desejada (400° C) no centro da bobina em no máximo 7 minutos. Observou-se que entre os arranjos utilizados o com menor número de espiras é o mais indicado para operações de soldagem. Nos tubos com fluido em escoamento observou-se a ocorrência de uma distribuição heterogênea de temperatura, que foi tipificada como consequência de uma convecção natural ocasionada pelo fluido, e da formação de vapor de água durante a operação. Os resultados obtidos pelos modelos de simulação mostram razoável exatidão quando comparados aos ensaios de tubo ausente de fluxo, principalmente em relação aos valores registrados pelos termopares dispostos próximos ao centro da bobina de indução. Ainda nas simulações, foi observado o fato de que para operações em altas frequências a malha necessita possuir elementos menores que a penetração da corrente induzida. Os modelos que incluíram o escoamento na parte interna do duto foram capazes de simular adequadamente as distribuições de temperatura presentes nos experimentos, incluindo a presença de *hotspot* na parte superior do duto. Os valores de temperaturas simulados demonstram que o modelo tem razoável exatidão na previsão de temperaturas, apesar de apresentar uma queda na eficiência quando comparados aos valores experimentais adquiridos pelo termopar posicionado no centro da bobina. Os coeficientes de convecção medidos durante os experimentos nos modelos de simulação foram comparados com coeficientes presentes em demais trabalhos que abordam soldagem *in-service* e concluiu-se que os valores proporcionados nos experimentos em bancada são de forma majoritária superior aos em campo.

**Palavras-chave:** Modelagem computacional. Aquecimento por indução. Soldagem de Reparo. Soldagem em linha viva. Soldagem em carga.



## ABSTRACT

The exploration of induction technology as a heating process for ducts in a *in-service* repair situation was made in two parts, through experiments and through computational simulations. The experiments of inductive heating were made in a API 5L GRADE B pipe using a power source of 35 kW, and they were performed in two steps, one with internal water flux and other without flux. The induction coil was built with flexible cables, and three setups were used. The heat flux was acquired by placing thermocouples inside the tube and, and it was monitored using thermographic images. The electric behaviour of the power source was monitored and these values were used as input for the simulations. Based on the characteristics of the experiments, computational models were developed using the COMSOL Multiphysics® software, using the *Induction Heating* and *Noisothermal Flow* modules. The simulation of internal flow in the tube used the k- $\epsilon$  turbulence model. The heating process performed in the no-flow tube was able to provide the desired temperature (400°C) in the center of the coil in a maximum of 7 minutes. It could be noted that, among the used setups, the one with fewer turns is the most suitable for welding. On the water flow tube, there was a heterogeneous distribution of temperature, which was typified as consequence of natural convection caused by the fluid and of the formation of water vapor. The results obtained by the simulation models show a reasonable accuracy in comparison to the non-flow tube tests, mainly when compared to the values acquired by the thermocouples disposed near the center of the induction coil. In these simulations, it was also observed that mesh elements smaller than the induction current penetration are required for high frequency operations. The models who have included the internal flow were able to properly simulate the temperature distributions in the experiments, including the presence of a *hotspot* at the top of tube. The simulated temperature values show that the model has reasonable accuracy in predicting temperatures, despite having a drop in thermocouple efficiency when positioned in the center of the coil. The convection coefficients measured during experiments in the simulation model were compared with coefficients found in other works that address *in-service* welding, and it can be concluded that the values provided in the bench experiments are, in general, higher than those in the field.

**Keywords:** In-service welding. Computational simulation. Inductive Heating. Repair welding.

## LISTA DE FIGURAS

Figura 1 - Técnica de medição em campo da velocidade de resfriamento do duto em operação .....	22
Figura 2 - Esquema de bancada para qualificação do processo de soldagem para a norma API 1104 .....	23
Figura 3 - Esquema do reparo dupla-calha tipo A.....	25
Figura 4 - Esquema do reparo dupla-calha tipo B.....	25
Figura 5 - Esquema representativo de escoamento entre placas paralelas.....	27
Figura 6 - Esquema de soldagem dupla calha .....	30
Figura 7 - Tempo de resfriamento em função do aporte térmico para dutos com espessura de 4,8 mm de parede.....	31
Figura 8 - Bancada para qualificação de processos de soldagem in-service.....	32
Figura 9 - Transição na camada-limite de convecção natural em uma placa vertical.....	35
Figura 10 - Bobina de indução em torno da peça de trabalho.....	39
Figura 11 - Sistema de indução Miller Rolling Inductor .....	41
Figura 12 - Setup, real(a) e esquemático(b) de indução associada ao processo de soldagem MAG/LASER.....	42
Figura 13 - Esquema da montagem em tandem de um sistema de soldagem MIG/MAG com pré-aquecimento.....	42
Figura 14 - Soldagem HiDep em chapa de 5/8" de Marine Steel, junta de topo com gap 1/8".....	43
Figura 15 - Esquema típico de aquecimento por indução .....	45
Figura 16 - Circuito equivalente de aquecimento por indução.....	48
Figura 17 - Volume de controle genérico para o problema de transferência de calor.....	52
Figura 18 - Esquema ilustrativo de bobina de aquecimento em torno de um tubo metálico.....	53
Figura 19 - Seção representativa do tubo em aquecimento.....	54
Figura 20 - Forno de indução simulado no estudo .....	54
Figura 21 - Modelagem em 2D no COMSOL Multiphysics®. utilizada para simulação de aquecimento por indução .....	55
Figura 22 - Fluxograma das etapas de trabalho.....	57
Figura 23 - Bancada experimental .....	58
Figura 24 - Fonte Miller Pro Heat 35 kW .....	59

Figura 25 - Visão geral do circuito hidráulico da bancada de ensaios.....	60
Figura 26 - Componentes do circuito hidráulico com exceção do tubo. a) Rotâmetro b)Chiller c) Reservatório d) Bomba de 1 cv.....	61
Figura 27 - Câmera termográfica Flir SC72300 F/3 .....	62
Figura 28 - Circuito para aquisição dos parâmetros elétricos .....	63
Figura 29 - Primeira configuração de termopares da fase experimental .....	64
Figura 30 - Segunda configuração de termopares .....	65
Figura 31 - Configurações de bobinas utilizadas nos ensaios com tubo ausente de escoamento interno.....	66
Figura 32 - Cabos entrelaçados fora da bobina .....	66
Figura 33 - Bancada de experimentos para os ensaios com escoamento .....	68
Figura 34 - Modelo 2D axisymmetric construído no software COMSOL Multiphysics® para simulações do tubo ausente de escoamento .....	70
Figura 35 – Vista em detalhe da região próxima da bobina no modelo construído no software COMSOL Multiphysics®. ....	70
Figura 36 - Esquema de revolução do aquecimento por indução completo.....	71
Figura 37 - Permeabilidade magnética em função da frequência(Hz).....	72
Figura 38 - Propriedades termofísicas do aço API 5L-X80 em função da temperatura .....	73
Figura 39 - Fluxograma de validação da malha utilizada .....	74
Figura 40 - Malha produzida para as simulações de aquecimento por indução.....	74
Figura 41 - Modelo do tubo em aquecimento com escoamento interno em 3D .....	75
Figura 42 - Modelo do tubo em aquecimento com escoamento interno em campo ..	77
Figura 43 - Gráfico de aquecimento para a bobina composta de 3 espiras .....	78
Figura 44 - Gráfico de aquecimento para a bobina composta de 7 espiras .....	79
Figura 45 - Gráfico de aquecimento para a bobina composta de 15 espiras .....	79
Figura 46 - Temperatura para o arranjo de 3 espiras com vazão de 50 l/min .....	83
Figura 47 - Temperatura para o arranjo de 3 espiras com vazão de 200 l/min .....	83
Figura 48 - Temperatura para o arranjo de 7 espiras com vazão de 50 l/min .....	84
Figura 49 - Temperatura para o arranjo de 7 espiras com vazão de 200 l/min .....	84
Figura 50 - Termografias dos ensaios com fluxo em diferentes vazões.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...	85
Figura 51 - Temperatura para o arranjo de 3 espiras com vazão de 380 l/min .....	87

Figura 52 - Temperatura para o arranjo de 7 espiras com vazão de 380 l/min .....	87
Figura 53 - Termografias dos ensaios com vazão de 380 l/min. ( a) 3 espiras, b) 7 espiras) .....	88
Figura 54 - $Gr/Re^2$ para a vazão de 50 l/min em função da temperatura .....	89
Figura 55 - $Gr/Re^2$ para a vazão de 200 l/min em função da temperatura .....	90
Figura 56 - $Gr/Re^2$ para a vazão de 380 l/min em função da temperatura .....	90
Figura 57 - $Ra$ para o escoamento.....	91
Figura 58 - $Gr/Re^2$ para a vazão de 4500 l/min em função da temperatura .....	93
Figura 59 – Temperatura simulada em função do número de graus de liberdade da malha construída.....	94
Figura 60 – Primeira malha.....	95
Figura 61 – Malha com a nova proposta.....	95
Figura 62 - Destaque para a região da malha próxima à parede do tubo. a) Malha 3 b) Malha proposta.....	95
Figura 63 - Temperatura simulada em função do número de graus de liberdade da malha construída incluído a nova malha proposta.....	96
Figura 64 - Vista isométrica dos valores de temperatura( $^{\circ}C$ ) simulados para o arranjo de 3 bobinas em 60 min .....	97
Figura 65 - Vista isométrica dos valores de temperatura( $^{\circ}C$ ) simulados para o arranjo de 7 bobinas em 60 min .....	98
Figura 66 - Vista isométrica dos valores de temperatura( $^{\circ}C$ ) simulados para o arranjo de 15 bobinas em 60 min .....	98
Figura 67 - Temperaturas simuladas para o arranjo de 3 espiras .....	99
Figura 68 - Temperaturas simuladas para o arranjo de 7 espiras .....	99
Figura 69 - Temperaturas simuladas para o arranjo de 15 espiras .....	100
Figura 70 - Temperaturas simuladas comparadas às adquiridas experimentalmente no arranjo de 3 espiras.....	101
Figura 71 - Temperaturas simuladas comparadas às adquiridas experimentalmente no arranjo de 7 espiras.....	101
Figura 72 - Temperaturas simuladas comparadas às adquiridas experimentalmente no arranjo de 15 espiras.....	102
Figura 73 - Exemplo de bobina montada em campo.....	104
Figura 74 - Temperatura na superfície externa do tubo para diferentes posições da bobina de aquecimento em 420 s de aquecimento.....	105

Figura 75 - Vista isométrica dos valores de temperatura (°C) simulados para o arranjo de 3 bobinas com fluxo interno de água a 50 l/min após 10 minutos .....	107
Figura 76 - Vista isométrica dos valores de temperatura(°C) simulados para o arranjo de 3 bobinas com fluxo interno de água a 200 l/min após 10 minutos. ....	108
Figura 77 - Vista isométrica dos valores de temperatura(°C) simulados para o arranjo de 3 bobinas com fluxo interno de água a 380 l/min após 10 minutos .....	108
Figura 78 - Vista isométrica dos valores de temperatura(°C) simulados para o arranjo de 7 bobinas com fluxo interno de água a 50 l/min após 10 minutos .....	109
Figura 79 - Vista isométrica dos valores de temperatura(°C) simulados para o arranjo de 7 bobinas com fluxo interno de água a 200 l/min após 10 minutos. ....	109
Figura 80 - Vista isométrica dos valores de temperatura(°C) simulados para o arranjo de 7 bobinas com fluxo interno de água a 380 l/min após 10 minutos. ....	110
Figura 81 - Campo de velocidade(m/s) simulado do escoamento para a vazão de 50 l/min.....	111
Figura 82 - Campo de velocidade(m/s) simulado do escoamento para a vazão de 200 l/min.....	111
Figura 83 - Campo de velocidade(m/s) simulado do escoamento para a vazão de 380 l/min.....	112
Figura 84 - Temperaturas simuladas comparadas às adquiridas experimentalmente no arranjo de 3 espiras para a vazão de 50 l/min.....	115
Figura 85 - Temperaturas simuladas comparadas às adquiridas experimentalmente no arranjo de 3 espiras para a vazão de 200 l/min.....	116
Figura 86 - Temperaturas simuladas comparadas às adquiridas experimentalmente no arranjo de 3 espiras para a vazão de 380 l/min.....	116
Figura 87 - Temperaturas simuladas comparadas às adquiridas experimentalmente no arranjo de 7 espiras para a vazão de 50 l/min.....	117
Figura 88 - Temperaturas simuladas comparadas às adquiridas experimentalmente no arranjo de 7 espiras para a vazão de 200 l/min.....	118
Figura 89 - Temperaturas simuladas comparadas às adquiridas experimentalmente no arranjo de 7 espiras para a vazão de 380 l/min.....	118
Figura 90 - Valor simulado do coeficiente de convecção(h) para o ensaio com arranjo de 3 espiras e vazão de 50 l/min.....	120

Figura 91 - Valor simulado do coeficiente de convecção(h) para o ensaio com arranjo de 3 espiras e vazão de 200 l/min.....	121
Figura 92 - Valor simulado do coeficiente de convecção(h) para o ensaio com arranjo de 3 espiras e vazão de 380 l/min.....	121
Figura 93 - Valores de $h(W/m^2.K)$ em razão da velocidade de escoamento(m/s) de gás metano para uma pressão de 2MPa .....	123
Figura 94 - Valores de $h(W/m^2.K)$ em razão da pressão da linha(MPa) para um escoamento de metano com velocidade de escoamento de 2 m/s. ....	123
Figura 95 - Vista isométrica dos valores de temperatura( $^{\circ}C$ ) simulados pela solução numérica para o arranjo de 3 bobinas com fluxo interno de óleo a 1,27 m/s após 5 minutos.....	124
Figura 96 - Vista isométrica dos valores de temperatura( $^{\circ}C$ ) simulados pela solução analítica para o arranjo de 3 bobinas com fluxo interno de óleo a 1,27 m/s após 5 minutos.....	125
Figura 97 - Calor trocado por convecção para o fluido( $W/m^2$ ) na superfície interna do tubo para a solução analítica e numérica após 5 min. ....	126
Figura 98 - Temperatura( $^{\circ}C$ ) na superfície externa do tubo para a solução analítica e numérica após 5 minutos .....	126

## LISTA DE TABELAS

Tabela 1 - Espessuras mínimas para a soldagem segundo a Norma N-2163 .....	21
Tabela 2 - Influência da frequência sobre os parâmetros do aquecimento indutivo ..	55
Tabela 3 - Especificações técnicas da câmera termográfica Flir SC72300 F/3 .....	62
Tabela 4 - Bobinas utilizadas nos experimentos com tubo ausente de fluxo interno	64
Tabela 5 - Ensaios realizados na etapa de aquecimento indutivo com escoamento	67
Tabela 6 - Largura das bobinas na etapa de aquecimento com escoamento interno .....	68
Tabela 7 - Propriedades dos materiais utilizados nas simulações .....	72
Tabela 8 - Características da malha e do problema da simulação de aquecimento indutivo .....	74
Tabela 9 - Temperaturas aquisitadas para a segunda configuração de termopares ao alcançar as temperaturas de regime .....	80
Tabela 10 - Parâmetros aquisitados no osciloscópio durante a etapa de subida .....	81
Tabela 11 - Parâmetros aquisitados no osciloscópio durante a etapa de SOAK TIME .....	81
Tabela 12 - Número de Reynolds para as vazões utilizadas no experimento .....	88
Tabela 13 - Valores de resistência refletida e potência simuladas .....	103
Tabela 14 - Temperaturas aquisitadas na simulação para a segunda configuração de termopares utilizada na fase experimental. ....	104

## LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

BMI Batelle Memorial Institute

CFD Computational Fluid Dynamics(Dinâmica dos Fluidos Computacional)

DOF Degrees of freedom(Graus de Liberdade)/

EWI Edison Welding Institute

Gr Número de Grashof

Pr Número de Prandtl

Ra Número de Rayleigh

Re Número de Reynolds

T<sub>2,5-1</sub> Tempo de resfriamento 250-100 °C

T<sub>8-5</sub> Tempo de resfriamento 800 - 500 °C

ZAC Zona Afetada pelo Calor



## LISTA DE SÍMBOLOS

- D Campo de deslocamento elétrico
- $C_p$  Calor específico
- $h$  Coeficiente de convecção
- $\beta$  Coeficiente de dilatação térmica
- $\sigma$  constante de Stefan-Boltzmann;
- $L_e$  Comprimento de desenvolvimento
- $\sigma_e$  Condutividade elétrica
- $\lambda$  Condutividade térmica
- $I_{ef}$  Corrente eficaz
- $\rho_v$  Densidade de carga
- $J$  Densidade de corrente
- $\rho$  Densidade do material
- $D_i$  Diâmetro interno do tubo
- $\eta$  Eficiência do acoplamento
- $\varepsilon$  emissividade;
- $Q_e$  Fluxo de calor
- $Q_{cond}$  Fluxo de calor por condução
- $Q_{conv}$  Fluxo de calor por convecção
- $Q_{rad}$  Fluxo de calor por radiação
- $\Phi_B$  Fluxo magnético
- $E$  Força do campo elétrico
- $\varepsilon$  Força eletromotriz
- $\omega$  Frequência
- $g$  Gravidade
- $Z$  Impedância
- $H$  Intensidade do campo magnético
- $N$  Número de espiras
- $\mu_0$  Permeabilidade magnética do ar ou vácuo
- $\mu_r$  Permeabilidade relativa do material

P Potência

$\delta$  Profundidade de penetração

X Reatância

R Resistência

$\rho_e$  Resistividade elétrica

$T_\infty$  Temperatura de referência

$T_s$  Temperatura da superfície

U Tensão

$\nu$  Viscosidade cinemática

V Velocidade de escoamento

$\mu$  Viscosidade dinâmica

$\mu_s$  Viscosidade dinâmica do fluido na temperatura da superfície

A Vetor potencial

## SUMÁRIO

<b>1</b>	<b>INTRODUÇÃO .....</b>	<b>15</b>
1.1	OBJETIVOS .....	18
1.1.1	<b>Objetivos específicos.....</b>	<b>18</b>
<b>2</b>	<b>REVISÃO BIBLIOGRÁFICA .....</b>	<b>19</b>
2.1	SOLDAGEM DE REPARO <i>IN-SERVICE</i> .....	19
2.2	PRÉ-AQUECIMENTO EM SOLDAGEM.....	37
<b>2.2.1</b>	<b>Pré-aquecimento por indução .....</b>	<b>39</b>
2.3	TEORIA DO AQUECIMENTO POR INDUÇÃO .....	43
2.4	SIMULAÇÃO DE AQUECIMENTO POR INDUÇÃO.....	50
<b>3</b>	<b>METODOLOGIA .....</b>	<b>57</b>
3.1	MATERIAIS .....	58
3.2	MÉTODOS .....	63
<b>3.2.1</b>	<b>Experimentos de indução com fonte comercial. ....</b>	<b>63</b>
<b>3.2.2</b>	<b>Simulação do aquecimento por indução.....</b>	<b>69</b>
<b>3.2.3</b>	<b>Simulação do aquecimento por indução com escoamento.....</b>	<b>75</b>
<b>4</b>	<b>RESULTADOS.....</b>	<b>78</b>
4.1	EXPERIMENTOS DE AQUECIMENTO POR INDUÇÃO UTILIZANDO FONTE COMERCIAL.....	78
4.1.1	<b>Ensaio experimentais com tubo ausente de escoamento interno ...</b>	<b>78</b>
4.1.2	<b>Ensaio experimentais com escoamento interno .....</b>	<b>82</b>
4.2	SIMULAÇÃO DO AQUECIMENTO POR INDUÇÃO .....	93
4.2.1	<b>Simulação de aquecimento por indução dos ensaios com tubo ausente de escoamento interno.....</b>	<b>94</b>
4.2.2	<b>Simulação de indução do tubo com escoamento .....</b>	<b>106</b>
<b>5</b>	<b>CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS.....</b>	<b>128</b>

5.1	Conclusões.....	128
5.2	Sugestões para trabalhos futuros.....	130
	<b>REFERÊNCIAS.....</b>	<b>131</b>

## 1 INTRODUÇÃO

O setor energético global possui uma demanda crescente e garantida a futuro, isto é o que mostram as previsões das agências ligadas ao setor, como, por exemplo, a Agência Internacional de Energia (IEA) que em 2017, indicou em um de seus relatórios, que a demanda global por energia deve crescer 30% até 2040, com o gás natural e combustíveis de baixo carbono passando a ser fontes energéticas de destaque em conjunto às fontes de energia renováveis (IEA,2017). Falando mais especificamente do contexto nacional, uma publicação da IEA vai demonstrar que há uma alta relevância sobre a produção energética das fontes ligadas a óleo e gás (IEA,2021). Tendo em vista a importância do setor de petróleo e gás para geração de energia, o crescimento na demanda energética é acompanhado pela expansão na demanda de exploração de petróleo e gás. As consequências dessas expansões podem ser observadas no planejamento estratégico da Petrobrás (BR), principal empresa nacional no setor, que indica um aumento da produção para alcançar a média de 5,2 milhões de barris por dia no período 2020-2030 (PETROBRÁS, 2014).

O aumento da demanda de óleo e gás no país gera um crescente na instalação de dutos de transporte de hidrocarbonetos, além da grande malha já instalada. Com o crescimento da malha dutoviária, cresce também a demanda por reparos por conta do desgaste natural dos equipamentos, entre outros fatores que contribuem para o aumento da necessidade de reparo. Pode-se citar por exemplo, o crescimento nas ocorrências de furtos de combustível, ligações clandestinas e vandalismo nestas instalações. Segundo a Transpetro (2020), em 2019 houve 203 registros de casos de furto ou tentativas de furto nos dutos em todo país, apesar de uma considerável queda em relação ao ano recordista de 2018 com 261 ocorrências, representa um grande aumento em 5 anos, já que o ano de 2014 teve o registro de uma única ocorrência (REUTERS, 2019).

A soldagem *in-service* (em operação, em carga, com linha viva) é uma alternativa viável para suprir essa demanda, levando em conta que as interrupções do fluxo nestes dutos representam uma perda econômica considerável ou, muitas vezes, inestimável. Estas soldagens impõem complicadores ao processo se comparados às condições convencionais de soldagem, pois o fluxo interno promove por meio da troca de calor por convecção, elevadas taxas de resfriamento. Tais

taxas de resfriamento estão ligadas à ocorrência de trincas a frio induzidas por hidrogênio. Velocidades mais elevadas de resfriamento prejudicam a difusão de hidrogênio para fora da peça de trabalho, além de contribuir para a formação de fases frágeis (agravadas por materiais suscetíveis presentes em grande parte da malha), que são fatores relacionados à ocorrência de trincas a frio.

Pensando na redução do risco da ocorrência de trincas a frio, o pré-aquecimento é uma técnica bastante empregada pela sua capacidade de diminuir a taxa de resfriamento, além de contribuir para a difusão do hidrogênio. Entre os processos utilizados para pré-aquecimento, o aquecimento por indução surge com vantagens competitivas consideráveis em relação aos comumente empregados industrialmente, como o aquecimento por resistência que transmite o calor por condução e o aquecimento por chama, estão entre essas vantagens: Uma maior eficiência térmica, maior controle do aquecimento, um aquecimento mais localizado e uma maior uniformidade no aquecimento (ZINN *et al.*, 2002). Entretanto, o processo de aquecimento por indução tem difusão tecnológica mais concentrada na área de tratamento térmico, sendo assim, há baixa disponibilidade de informações e literatura acerca das suas possibilidades e melhores práticas no seu emprego em soldagem e principalmente em condições de soldagem *in-service*.

Neste contexto da exploração do processo de aquecimento por indução, a utilização de métodos numéricos de simulação computacional se apresenta como alternativa para superar as limitações dos métodos analíticos. Estes propiciam condições de projetar processos mais complexos e cada vez mais eficientes, ao analisar o processo de forma completa, considerando o problema de eletromagnetismo acoplado às questões de transferência de calor. Além disso, a utilização da simulação propicia uma análise mais ampla do processo se comparado às explorações realizadas exclusivamente de forma experimental e permite uma análise isolada dos fatores envolvidos no processo.

Quanto às questões ligadas à transferência de calor na soldagem *in-service*, há condições atípicas em comparação às demais situações do uso de aquecimento por indução a serem consideradas, que são provocadas pelo escoamento interno de fluido no duto a ser pré-aquecido. Considerando este escoamento, as análises experimentais destas aplicações se tornam mais limitadas, levando em conta que as condições de campo da troca de calor em dutos são operacionalmente inviáveis de

serem replicadas com plena fidelidade em laboratório, por conta das altas vazões e pressões, e dos fluidos que são encontrados em escoamento.

Mesmo assim é previsto em norma que sejam realizadas etapas experimentais de qualificação para processos de soldagem *in-service* utilizando água como fluido em escoamento no duto, mesmo em vazões menores do que as de campo. Estas análises se valem da afirmação presente na Norma API 1104 de que isto promoveria uma perda de calor mais severa do que as presentes em campo (API,1999). Apesar de normas como a API 1104 exigirem a qualificação por meio de ensaios experimentais, normas como a N-2163 preveem a utilização de softwares de previsão do ciclo térmico, entre os quais pode-se citar o *software* do *Batelle*, desenvolvido em trabalhos do *Edison Welding Institute* (EWI) e do *Batelle Memorial Institute* (BMI) para avaliação prévia das condições de soldagem, para avaliação do risco de perfuração e da velocidade de resfriamento da operação levando em conta critérios como o fluido em escoamento, a vazão e o aporte térmico.

Aqui pode-se vislumbrar mais uma oportunidade de utilização da simulação computacional, de forma análoga aos *softwares* de previsão dos ciclos térmicos da soldagem *in-service*, adicionando as vantagens sobre estes que baseiam suas previsões dos coeficientes de convecção em soluções analíticas. As soluções analíticas costumam ser específicas para cada tipo de escoamento, enquanto as simulações baseiam suas análises em métodos de elementos finitos que costumam produzir soluções mais adaptáveis para diferentes condições de escoamento.

Sem manter-se restrito à questão da indução, um modelo computacional teria ainda a capacidade de integrar análises de naturezas físicas distintas, observando a contribuição de cada uma delas isoladamente. Lançando bases para o desenvolvimento de modelos não mais restritos à análise do pré-aquecimento e do escoamento de fluidos, mas que futuramente possam considerar os demais processos envolvidos na soldagem *in-service*.

Este trabalho está inserido na linha de P,D&I do LABSOLDA em Soldagem aplicada a dutos, no escopo de projeto financiado pela PETROBRAS. Os resultados darão suporte ao projeto de uma inédita fonte de aquecimento por indução, objeto constante do referido projeto.

## 1.1 OBJETIVOS

O objetivo do trabalho é estabelecer conhecimento sobre a técnica de aquecimento por indução na aplicação de reparo de dutos em operação, como base para o desenvolvimento tecnológico. Para isso, será avaliado o uso da tecnologia de aquecimento por indução em operações de soldagem em reparo, utilizando-se de experimentos e de modelos de simulação construídos por meio do *software COMSOL Multiphysics®*.

### 1.1.1 Objetivos específicos

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

- Idealizar e construir uma bancada de experimentos que permita a mimetização de condições de campo para a soldagem *in-service*. Esta meta contempla a caracterização de condições de fluxo nos experimentos para a comparação com condições de campo;

- Avaliar experimentalmente o comportamento da fonte de aquecimento por indução a fim de construir o modelo de simulação de acordo com o funcionamento prático, além de discutir questões ligadas ao uso do aquecimento em associação à soldagem;

- Construir modelo de simulação da operação de aquecimento por indução sem escoamento interno e avaliá-lo utilizando-se dos resultados obtidos na etapa experimental;

- Construir modelo de simulação da operação de aquecimento por indução com a inclusão do escoamento interno e avaliá-lo utilizando-se dos resultados obtidos na etapa experimental;

- Mensurar os coeficientes de convecção do fluxo de água presente na bancada utilizada na fase experimental;

- Comparar a magnitude dos coeficientes de convecção presentes em campo em soldagens *in-service* com os valores da condição experimental;

- Construir modelo de simulação que seja capaz de simular a situação em campo de escoamento presente em soldagem *in-service* e comparar seus resultados com os valores obtidos por meio de soluções analíticas.



## 2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

### 2.1 SOLDAGEM DE REPARO *IN-SERVICE*

A soldagem de reparo é um processo que pode ser demandado durante a vida útil de um duto e pode ser realizado com a interrupção ou não do seu fluxo. No caso de reparos sem interrupção este é classificado como *in-service*. Reparos executados em dutos ausentes de fluxo, mas que por ventura tenha a possibilidade de conter vestígios do líquido que costumava transportar, também são considerados *in-service* (A HAIDER, 2017). Além de situações de reparo, essas técnicas também são utilizadas para extensão e desvio de malhas de tubulações transportadoras de fluidos, pois em muito desses casos há motivações pecuniárias e operacionais que inviabilizam a interrupção do fluxo para a execução das operações.

Estes reparos podem ser tipificados a partir da sua duração como permanentes ou temporários, onde o segundo se refere aos reparos que serão substituídos por um definitivo no prazo de 5 anos (JASKE *et al.*, 2006). Outros autores, como por exemplo Batisse e Hertz-Clemens (2008), citam a existência da classificação do reparo de contingência que se refere a reparos utilizados para contenção urgente de vazamentos para a posterior substituição por um dos outros dois tipos.

Há fatores complicadores especiais da soldagem de dutos em operação, Paes (2000) lista três problemas comuns que necessitam de atenção durante a operação, são eles: trincas a frio induzidas por hidrogênio; risco de perfuração e a decomposição instável de subprodutos inflamáveis presentes na linha de operação. Além dos riscos a integridade do componente a ser soldado, a depender do produto presente na linha, há risco de acidentes aos operadores envolvidos, além de que vazamentos de produtos ou subprodutos petrolíferos podem representar um grande impacto ambiental.

Em comparação a uma soldagem de fabricação de dutovias o diferencial principal da soldagem *in-service* é o fato de que há um escoamento de fluido no duto durante a operação. O fluido em circulação promove velocidades de resfriamento bastante elevadas, atípicas para soldagem em geral, que combinadas a uma

composição química do material propícia à formação de fases frágeis são responsáveis por produzir uma microestrutura de maior dureza.

Apesar disso, a microestrutura frágil não é o único fator ligado à ocorrência de trincas a frio. Segundo Bailey *et al.* (1973), a ocorrência dos defeitos está ligada à combinação de fatores como a já citada microestrutura, a presença de hidrogênio difusível, tensões residuais causadas pela restrição da peça de trabalho e baixas temperaturas considerando que as trincas ocorrem em temperaturas em torno de 150°C. É necessário atentar-se ao fato de que os outros fatores listados não estão necessariamente ligados ao escoamento de fluido na soldagem *in-service*, mas eles podem ser encontrados nestas operações.

Apesar destes fatores serem associados à ocorrência de trincas a frio, há casos onde somente a combinação deles proporcionam o surgimento desta falha. Pereira *et al.* (2012) reproduziram a situação de campo para soldagens dupla calha com uma vazão de escoamento em torno de 80 l/min de um tubo com carbono equivalente elevado utilizando o processo MIG/MAG em corrente pulsada e do processo a eletrodo revestido. E, apesar dos esforços de maximizar as tensões residuais durante a soldagem valendo-se do aumento da folga entre a calha e o tubo e de serem encontradas regiões com valores de dureza acima do recomendado, não houve ocorrência de trincas. Isto foi creditado, pelos autores, à ausência de fontes de hidrogênio, já que os consumíveis utilizados tinham baixa concentração deste elemento.

Quanto à problemática da perfuração da parede do duto, Kiefner e Fischer (1988) definiram que o risco de ela ocorrer é dependente da temperatura atingida na parte interna do duto. Para o caso das soldagens *in-service* vai depender do aporte de calor do processo de soldagem utilizado e do fluxo de calor removido pelo fluido em escoamento. A perfuração também pode ocorrer em situações onde a redução da espessura da parede do duto, causada pela penetração do cordão de solda, faz com que a mesma ceda a pressão interna do fluido.

Pensando na influência do ciclo térmico sobre estas questões, costumasse utilizar softwares que o analisam para garantir que a temperatura crítica da perfuração do duto não será alcançada na parte interna. Além de avaliar o tempo de resfriamento da região soldada e a dureza máxima da zona afetada pelo calor (ZAC), como forma de prevenir a ocorrência de trincas a frio. O software mais

difundido para esta aplicação é do Batelle, desenvolvido em trabalhos do Edison Welding Institute (EWI) e do Batelle Memorial Institute (BMI), que realiza uma análise por equações empíricas e dados do processo de soldagem. Para o escoamento do fluido esses *softwares* calculam o coeficiente de convecção (h) utilizando relações adimensionais.

É possível encontrar outros trabalhos que se dedicaram a avaliar os ciclos térmicos durante as soldagens *in-service*, como por exemplo o de Sabapathy (2002) que desenvolveu uma abordagem através do método de elementos finitos para avaliar o risco de perfuração a partir da temperatura resultante na superfície interna do tubo devido à soldagem e suas consequências para as tensões resultantes no material do duto.

A norma técnica da PETROBRÁS N-2163, reconhece o papel dos softwares para avaliação prévia das condições de soldagem e exige, como se pode ver na Tabela 1, que para soldagens de dutos com espessura de parede menor que 12,7 mm se utilize os softwares *Battelle* ou *PRCI Hot-Tapping* para avaliar o risco de perfuração, determinando como limite de temperatura da parede na parte interna, 980 °C (Petrobrás, 2015).

Tabela 1 - Espessuras mínimas para a soldagem segundo a Norma N-2163

Espessura mínima (t)	Fluxo	Requisito complementar
$t \geq 12,70$ mm	Com ou sem	Não há risco de perfuração
$6,35$ mm < $t$ < $12,70$ mm	Com	Avaliar risco de perfuração apenas para amanteigamento e enchimento com metal de solda.
$6,35$ mm < $t$ < $12,70$ mm	Sem	Avaliar risco de perfuração (ver Nota)
$5,00$ mm $\leq t \leq 6,35$ mm	Com ou sem	Avaliar risco de perfuração (ver Nota) e possibilidade de alteração das condições operacionais
$3,20$ mm $\leq t < 5,00$ mm	Com ou sem	Há risco iminente de perfuração. Avaliar risco de perfuração (ver Nota) e possibilidade de alteração das condições operacionais. Avaliar também a possibilidade do emprego da técnica de amanteigamento de acordo com a Figura A.9 do Anexo A.
NOTA 1 A avaliação do risco de perfuração deve ser realizada por meio de modelos de análise térmica, tais como: o programa do Instituto Battelle e o programa "Thermal Analysis Model for Hot-Tap Welding" do "Pipeline Research Council International" (PRCI). A temperatura interna da parede não deve ultrapassar 980 °C. NOTA 2 Os modelos de análise térmica citados acima não são validados para temperaturas superiores a 150 °C.		

Fonte: Petrobrás (2015)

Já para a avaliação do risco de trincas a frio a norma N-2163 exige um procedimento para determinar o tempo de resfriamento entre 250 e 100 °C ( $t_{2,5-1}$ <sup>1</sup>), onde três círculos são desenhados no tubo em operação com 50 mm de diâmetro, sendo 2 na posição de 12 hs e um na posição de 3 ou 9h. Cada círculo deste deve ser aquecido a temperaturas entre 300 e 325° C e em seguida o resfriamento deve ser medido por um pirômetro de contato e um cronômetro, sendo exigido duas medições por círculo. Bruce & Darling(2002) faz a descrição da técnica, que está exibida na Figura 1, e utilizam a nomenclatura de *heat sink capacity measurement*. Os autores creditam o desenvolvimento da técnica ao EWI.

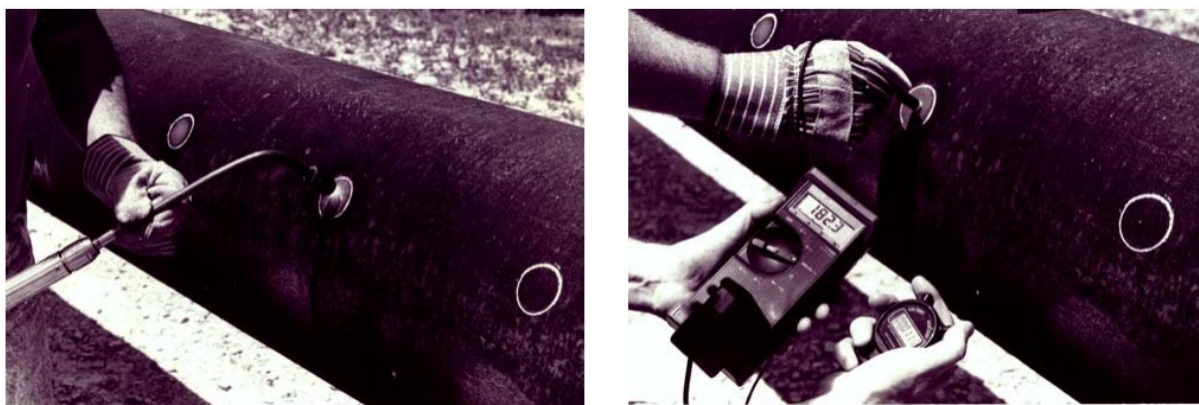


Figura 1 - Técnica de medição em campo da velocidade de resfriamento do duto em operação

Fonte: Bruce & Darling (2002)

A N-2163 também apresenta como alternativa a este ensaio, a análise do tempo de resfriamento entre 800 e 500°C ( $t_{8-5}$ <sup>2</sup>) obtido a partir dos já citados softwares de análise térmica (Petrobrás, 2015).

Por outro lado, a N-2163 vai determinar que os procedimentos de soldagem devem ser qualificados a partir da norma técnica API 1104 anexo B que regulamenta

<sup>1</sup> O termo  $t_{2,5-1}$  se refere ao tempo que uma peça soldada leva para resfriar de 250 a 100 °C e o seu valor é relacionado ao risco da ocorrência de trincas a frio. Não é o único critério de tempo de resfriamento utilizado com esta finalidade, mas segundo Gailard et al(1988) os critérios de tempo de resfriamento que avaliam temperaturas mais baixas (como  $t_{2,5-1}$  e  $t_{3-1}$ ) estão ligadas à avaliação da capacidade de difusão do hidrogênio do metal.

<sup>2</sup> O termo  $t_{8-5}$ , a exemplo do  $t_{2,5-1}$ , é um critério de avaliação da velocidade de resfriamento da peça soldada relacionado à susceptibilidade à trincas a frio. Segundo Lippold(2015) o resfriamento nesta faixa de temperatura é crítica pois é onde ocorre a transformação da austenita para outras microestruturas, portanto está ligado à existência, ou não, de fases frágeis no metal soldado.

operações e práticas para a soldagem de equipamentos em operação. Esta norma chega a citar a existência e a importância dos modelos de predição dos ciclos térmicos neste tipo de soldagem, mas afirma que não é possível usá-los como substitutos à qualificação por meio de experimentos práticos. Portanto, mesmo para a norma N-2163, permanece a necessidade da qualificação por meio de bancada experimental.

Na Figura 2 está exposta a bancada de experimentos indicada pela norma API 1104 para a qualificação de reparo por dupla calha em todas as posições de soldagem. O fluido utilizado em escoamento no interior do tubo é água. Segundo a norma, a utilização deste fluido deve impor uma perda de calor mais severa do que qualquer outro fluido que seja comum nas operações em campo, apesar de não determinar o nível de vazão a ser utilizada. Após a soldagem do tubo, devem ser retirados corpos de prova nos quais serão realizados ensaios mecânicos de dureza, sendo o nível aceitável em torno de 350 HV.

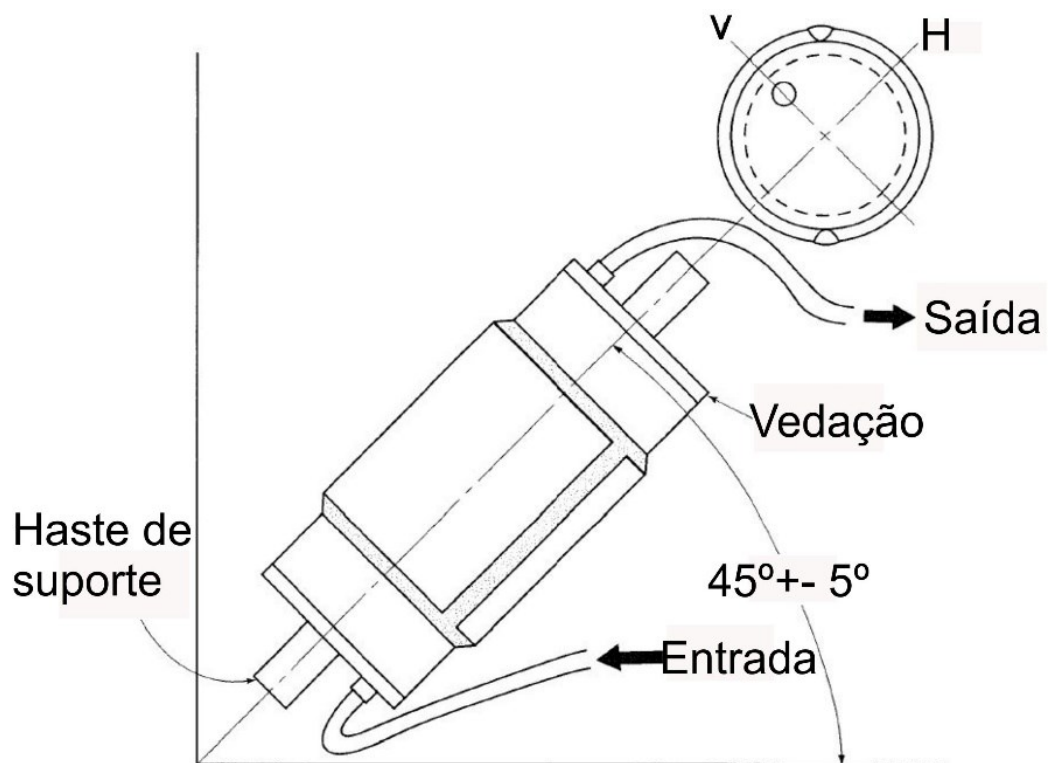


Figura 2 - Esquema de bancada para qualificação do processo de soldagem para a norma API 1104

Fonte: Adaptado de API (1999)

Até agora foi tratada a soldagem de reparo de forma geral, porém existem diferentes técnicas de reparo e sua seleção deve ser avaliada levando em conta fatores como: o material e a geometria do duto a ser reparado, suas características operacionais, configuração, localização e a natureza e extensão do defeito a ser reparado (BATISSE *et al.*, 2008). No contexto do projeto Soldagem em operação com GMAW, FCAW e aquecimento por indução desenvolvido no LABSOLDA, no qual este trabalho está envolvido, a técnica de reparo abordada foi a de dupla calha tipo B.

A dupla calha é uma técnica de reparo com largo histórico de aplicação em dutovias. Consiste no envolvimento da região do tubo avariado por duas calhas metálicas que se assemelham ao seu formato, com o intuito de reforçá-la. Além da geometria, deve-se observar a semelhança entre as propriedades mecânicas e da composição química entre o material do duto e material das calhas soldadas, por ocasião das solicitações mecânicas do duto e para prevenir a corrosão galvânica, respectivamente.

Esta técnica, não é recomendada para reparo de trincas que possam se propagar por baixo das calhas em direção a região não reparada. Quanto às dimensões do reparo, segundo Jaske *et al.* (2006), para o tipo A os reparos devem se ater a defeitos com dimensões de até  $\sqrt{20Dt}$  (onde D representa o diâmetro externo do duto) e a extensão da calha deve ter um distanciamento bilateral de 50 mm do comprimento do defeito. Enquanto que para o tipo B só há recomendações acerca do distanciamento bilateral que repete o mencionado para o tipo A.

A técnica de dupla calha é classificada quanto ao sentido dos cordões de solda em relação à posição das calhas, no caso de só haver cordões dispostos no sentido longitudinal, unindo as duas calhas entre si, a nomenclatura utilizada é Tipo A(Figura 3). Portanto este cordão não penetra sobre o duto a ser reparado. Já na técnica dupla calha tipo B(Figura 4), são executadas soldagens circunferenciais de união entre as calhas e o duto a ser reparado, em adição aos cordões que unem as calhas entre si. Sendo assim, para a técnica de dupla calha tipo B há uma interação mais direta entre a soldagem realizada e a troca de calor gerada pelo fluido, já na soldagem longitudinal costumasse utilizar materiais que se costuma chamar cobre-junta para prevenir esta interação.

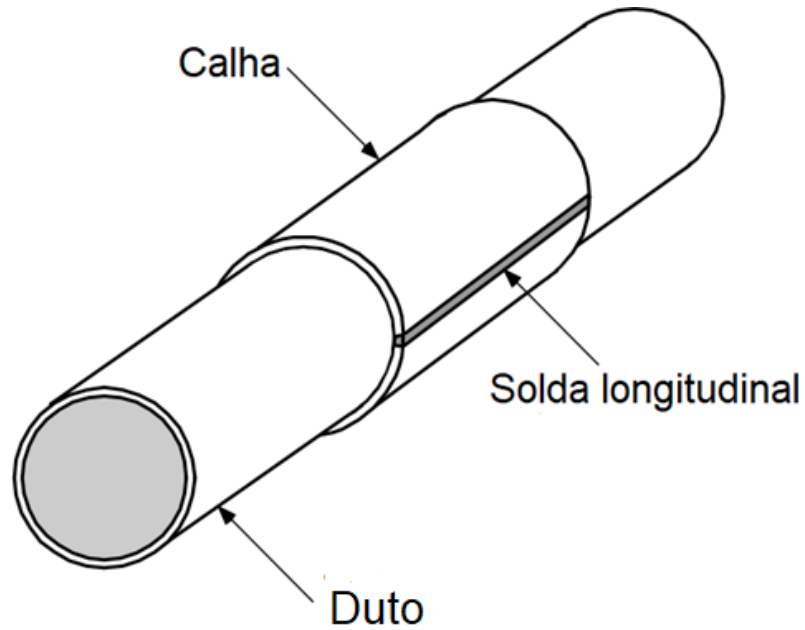


Figura 3 - Esquema do reparo dupla-calha tipo A  
 Fonte: Adaptado Bruce et al. (2015)

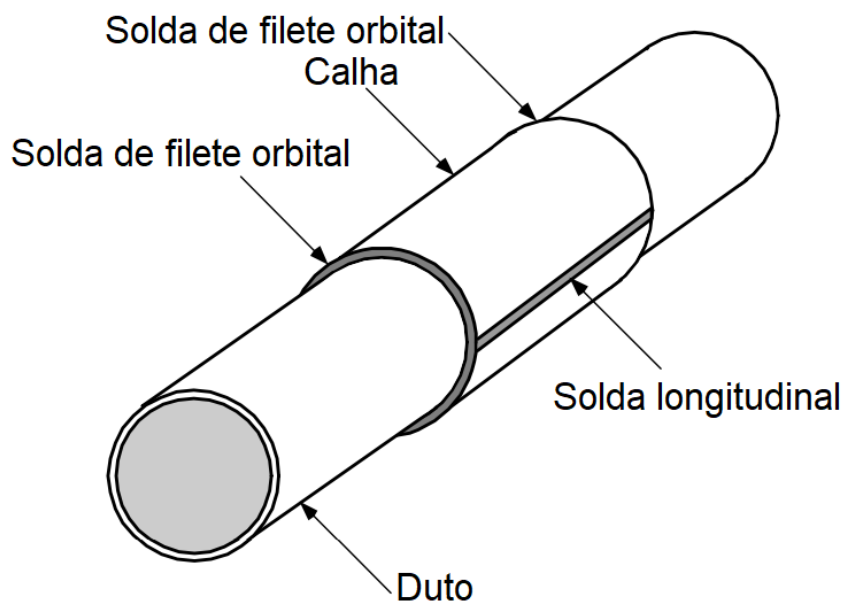


Figura 4 - Esquema do reparo dupla-calha tipo B  
 Fonte: Adaptado Bruce et al. (2015)

Retomando as problemáticas da soldagem em operação, já foi discutido que estas são em geral consequência das altas velocidades de resfriamento ocasionadas pelo escoamento de fluido na parte interna do duto. A necessidade de

manter este fluxo durante a operação é o principal motivo do estudo de boas práticas na execução de soldagens em reparo. Portanto nota-se a importância de mensurar adequadamente a magnitude da troca de calor ocasionada pelo escoamento.

A dinâmica da troca de calor do duto por convecção para o fluido em escoamento é dependente do perfil de velocidades do mesmo, o primeiro determinante é o regime de escoamento do fluido caracterizado como laminar ou turbulento avaliando o número de Reynolds (Re) que é calculado pela Equação (1)

$$Re_d = \frac{\rho V D_i}{\mu} \quad (1)$$

Onde:

$\rho$  = Densidade do fluido (kg/m<sup>3</sup>);

V = velocidade de escoamento (m/s);

D<sub>i</sub> = Diâmetro da tubulação (m);

$\mu$  = Viscosidade dinâmica do fluido (kg/m.s)

Os valores limites do número de Re que caracteriza se o escoamento é laminar, de transição ou turbulento não são exatos, já que depende de outros fatores como vibrações nos dutos, ou da rugosidade da região de entrada. Porém do ponto de vista de projetos de engenharia são considerados valores de até 2300 para escoamento laminares e valores acima de 4000 para escoamentos turbulentos, nos valores que se encontram no intervalo serão observadas características combinadas do escoamento laminar e turbulento (MUNSON *et al.*, 2004).

O escoamento laminar é caracterizado pela não mistura das seções do fluido durante o movimento, onde as partículas do fluido se movem de forma ordenada, mantendo sua posição na camada de fluido. A turbulência ocorre quando as forças viscosas no fluido deixam de ser capazes de conter flutuações aleatórias no movimento do fluido e o perfil de velocidade das partículas do fluido se torna caótico, ocasionando a mistura de suas camadas. (FOX *et al.*, 2014).

Para uma análise do escoamento externo é suficiente caracterizar somente se o regime do escoamento é laminar ou turbulento, já para um escoamento interno (Figura 5), que é o caso dos dutos, é importante analisar o conceito de



regiões de entrada e de escoamento plenamente desenvolvido (INCROPERA *et al.*, 2008). Quando um fluido entra em um duto, com um perfil de velocidade uniforme, esse perfil se altera em consequência dos efeitos viscosos de aderência da camada limite às paredes do duto, gerando um novo perfil de velocidades. Esse novo perfil de velocidade muda à medida que o fluido se desloca no sentido longitudinal do duto, até que alcança um comprimento totalmente desenvolvido ( $L_e$ ), onde o perfil de velocidade se torna estável. A partir disto as seções do tubo que ficam a jusante de  $L_e$  é o que se chama de região plenamente desenvolvida. Já a distância entre a entrada do tubo e o ponto onde a condição de desenvolvimento é alcançada é conhecido por comprimento de entrada (MUNSON *et al.*, 2004).

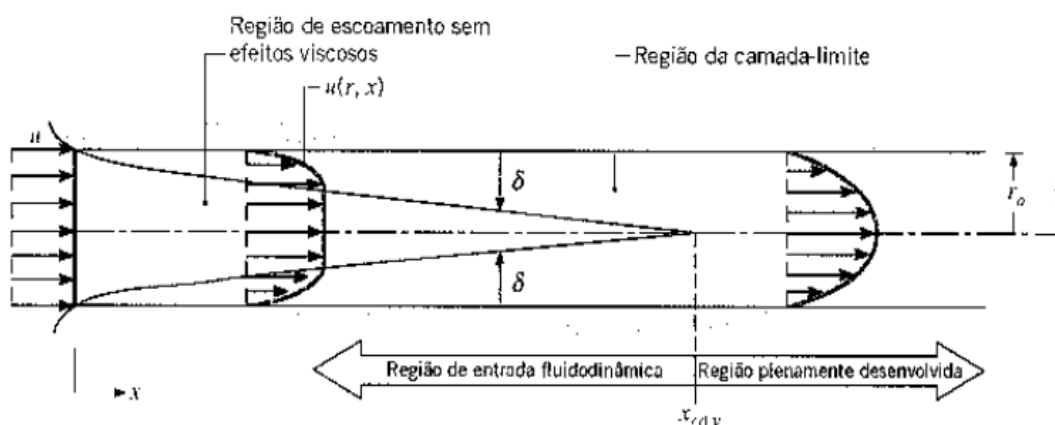


Figura 5 - Esquema representativo de escoamento entre placas paralelas

Fonte: Adaptado Incropera *et al.* (2008)

A forma do perfil de velocidade do escoamento no tubo é dependente do regime de escoamento (laminar ou turbulento) e como o desenvolvimento do perfil de velocidades é dependente da influência das paredes do duto, o  $L_e$  é determinado em termos do diâmetro do duto e dependente do número de  $Re$ . Para um escoamento laminar, o  $L_e$  é determinado pela Equação (2), já para o escoamento turbulento não existe um consenso de uma equação geral satisfatória, portanto é possível encontrar termos de  $L_e$  em função de  $Re$ , enquanto Incropera *et al.* (2008) demonstra uma relação independente do número de  $Re$  que está exposta na Equação (3).

$$\left(\frac{L_e}{D}\right)_{lam} = 0,05Re \quad (2)$$

$$10 \leq \left(\frac{L_e}{D}\right)_{turb} \leq 60 \quad (3)$$

Os cálculos do perfil de velocidade e da distribuição de pressão na região de entrada são muito complexos, mas ao alcançar a região de desenvolvimento o escoamento torna-se mais simples de descrever, já que o perfil de velocidade das partículas varia apenas em relação à posição  $r$  do duto sem depender da posição em  $x$  (MUNSON *et al.*, 2004).

Tratando das situações de reparo de tubulação, podem ser encontradas situações de escoamentos distintas ou reparos onde há a necessidade da diminuição da vazão de fluido ou até interrupção. Porém, Sabapathy (2002) afirma que o escoamento típico do processo *in-service* é considerado completamente desenvolvido e turbulento. Ainda para Sabapathy (2002), para um escoamento com estas características, os valores de coeficiente de convecção podem ser calculados pela Equação (4).

$$h = \frac{\lambda Nu}{D_i} \quad (4)$$

Onde:

$\lambda$  = condutividade térmica do fluido(W/m.K)

Nu = número de Nusselt

Onde para determinar Nu foi utilizada a relação proposta por Sieder & Tate que está exposta na Equação (5) (SABAPATHY,2002).

$$Nu_d = 0,027Re_d^{0,8}Pr^{\frac{1}{3}}\left(\frac{\mu}{\mu_s}\right)^{0,14} \quad (5)$$

Onde:

Re = o número de Reynolds;

Pr = o número de Prandtl;

$\mu_s$  = Viscosidade dinâmica do fluido estimada para a temperatura da parede do duto. (kg/m.s);

Já o número de Prandtl(Pr) é um número adimensional que é determinado pela Equação (6).

$$Pr = \frac{\mu C_p}{\lambda} \quad (6)$$

Onde:

$C_p$  = é o calor específico do fluido

Bubenik *et al.* (1991) desenvolveram um projeto por encomenda da API em associação ao EWI e BMI com o objetivo de avaliar os modelos de análise térmica voltados à previsão dos ciclos térmicos das operações de soldagem *in-service*. Os autores indicam que para um escoamento turbulento, de fato a relação de Sieder & Tate é mais indicada pela inclusão do termo  $\mu_s$  que considera a mudança de temperatura para uma porção mínima da coluna de fluido que interage com certa parte da parede do duto.

Em contraste a isto, Huang *et al.* (2017) produziram um trabalho que utiliza um método de elementos finitos para simulação do ciclo térmico de soldagem *in-service* para o reparo de dupla calha. Para mensurar o coeficiente de convecção do escoamento de metano sobre a parede do duto, o autor considerou uma relação distinta para Nu, a relação de Dittus e Boelter que está descrita na Equação (7).

$$Nu_d = 0,027 Re^{0,8} Pr^{0,4} \quad (7)$$

Huang *et al.* (2017) avaliaram o escoamento em um duto com fluxo de gás metano(Figura 6) e foram capazes de avaliar a influência do aumento da vazão e da pressão do gás sobre o tempo de resfriamento.

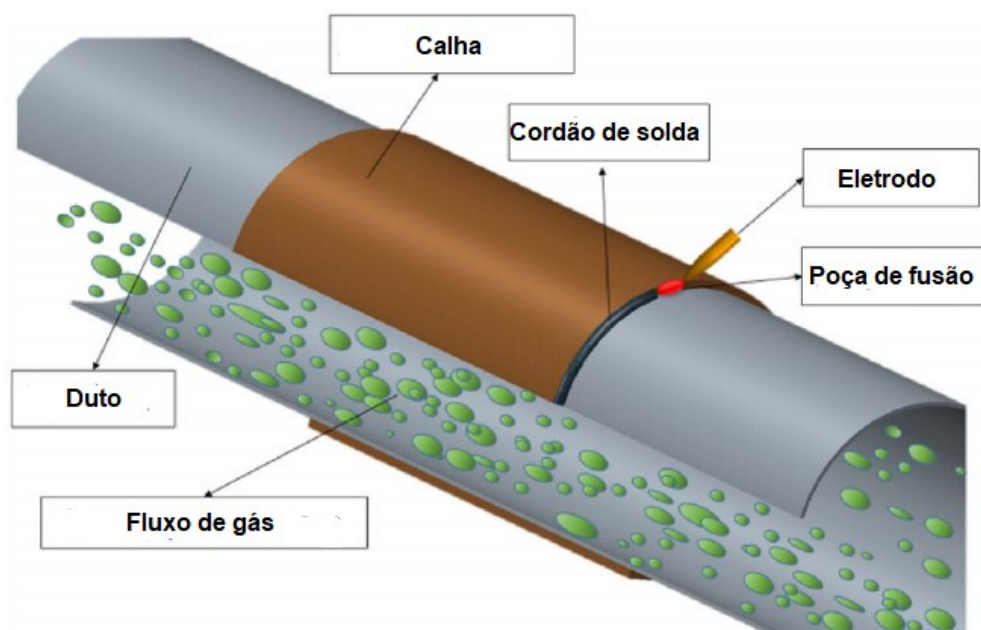


Figura 6 - Esquema de soldagem dupla calha

Fonte: Adaptado Huang *et al.* (2017)

A de relação de Dittus e Boelter também é citada por Sabapathy *et al.* (2002), mas que ponderaram que para considerar a mudança nas propriedades do fluido causadas pelo aquecimento da parede do duto, a relação adimensional mais apropriada é a Equação (7), o que está de acordo com a motivação alegada por Bubenik *et al.* (1991).

Como já citado, apesar do papel importante dos softwares e métodos de simulação térmica computacional no projeto das operações de soldagem *in-service*, algumas normas, como a API 1104 exigem a qualificação da operação por meio de experimentos práticos. A mesma norma indica a qualificação em bancada exibida na Figura 2, com a utilização de água como fluido de trabalho. Segundo a norma, escoar água no corpo de prova em qualificação vai prover uma perda de calor similar ou até superior àquela resultante das condições de campo. (API,1999).

Sendo assim, é possível observar que as condições de escoamento em laboratório são bastante distintas das encontradas em campo. Segundo Bruce *et al.* (2015) isto pode ser considerado uma análise conservadora já que a condutividade térmica superior da água, mais que compensa a falta de uma vazão semelhante àquelas encontradas em campo.

Afirmção confirmada pelo que mostra trabalho o trabalho de Bruce & Threadgill (1994) na Figura 7, que ao utilizar diferentes tipos de fluidos em uma bancada de qualificação de processo de soldagem *in-service*, observaram que os tempos de resfriamento era bem menores ao se utilizar água. Porém, aqui estão sendo comparados os diferentes fluidos em situação de laboratório, portanto a afirmação não é definitiva quando se compara a perda de calor causada pela água em vazão de laboratório àquela ocorrida com os fluidos e vazões em campo.

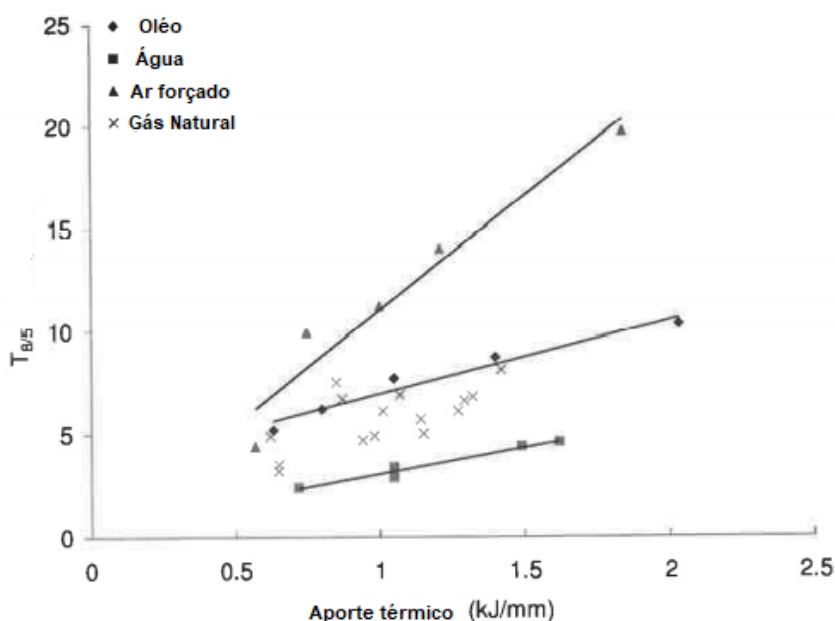


Figura 7 - Tempo de resfriamento em função do aporte térmico para dutos com espessura de 4,8 mm de parede

Fonte: Adaptado Bruce & Threadgill (1994)

O fato é que as diferenças entre a condição experimental e as típicas de soldagem em campo vão além da mudança dos fluidos costumeiramente encontrados em dutovias de hidrocarbonetos para o uso de água. O nível de vazão e o comprimento da tubulação utilizada promove uma condição bastante distinta da encontrada em campo. Começando pelo comprimento da tubulação utilizada na validação, (Figura 8) dificilmente esta será suficiente para que o escoamento seja considerado completamente desenvolvido. Quanto à vazão, utilizar níveis para água que fossem condizentes com os valores de campo seriam inviáveis do ponto de vista operacional.

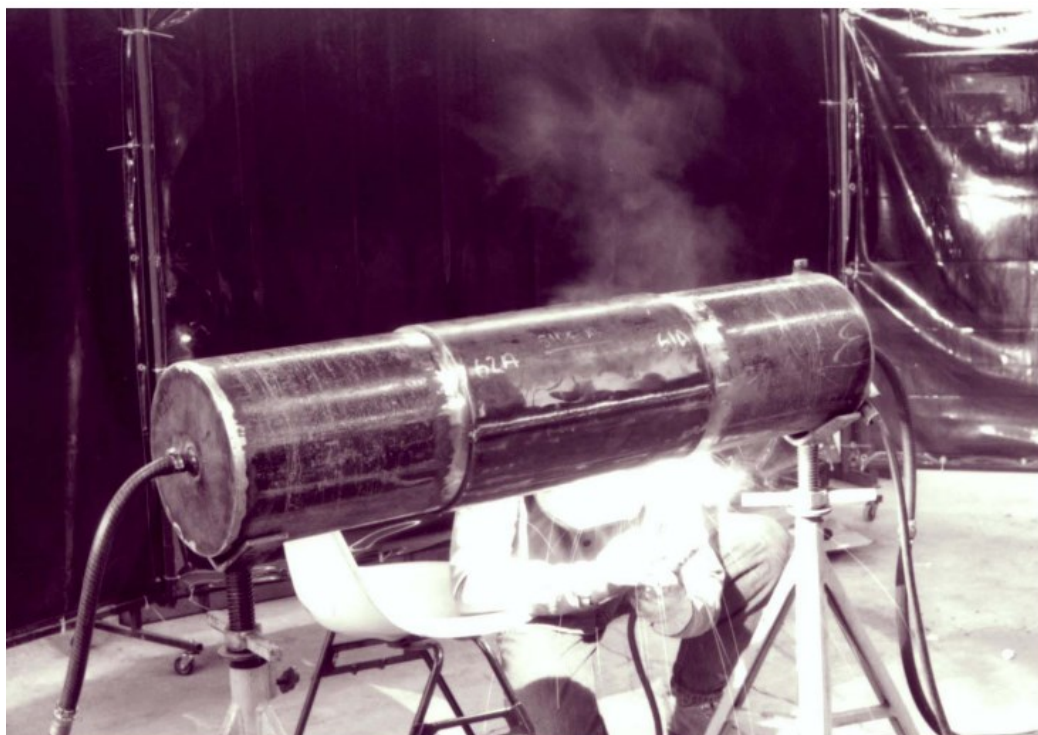


Figura 8 - Bancada para qualificação de processos de soldagem in-service

Fonte: Bruce (2002)

Yunovich e Thompson (2005) realizaram experimentos com diferentes tipos de tecnologia de pré-aquecimento (por chama, aquecimento resistivo e aquecimento por indução) sobre um duto em condições de qualificação de soldagem in-service. Para isso, utilizaram uma bancada que teve como base um tubo com 508 mm de diâmetro, 9,53mm de espessura de parede e 3m de comprimento, com uma vazão de água interna de 38 l/min. Como forma de aumentar a velocidade escoamento do fluido, os autores inseriram outro tubo de diâmetro menor que estava vedado, fazendo com que o fluido escoasse por apenas um anulo de 15,8 mm de altura. Mesmo com esta estratégia, a velocidade linear do fluido relatada pelos autores ficou em torno de 0,024 m/s, velocidade muito abaixo das encontradas em campo.

Yunovich e Thompson (2005) também realizaram com equipamento de aquecimento por indução *Miller Intellifire 250* (25 kW) experimentos em campo em um duto com 863,6 mm de diâmetro e 7,1 mm de espessura de parede onde o fluido em escoamento era *crude oil 1* onde as vazões utilizadas foram de 12500 l/min e 43333 l/min que representam, respectivamente, velocidades lineares de 0,37 m/s e 1,27 m/s, muito superiores às utilizadas em laboratório.

Durante os experimentos em campo os valores de temperatura alcançados foram bastante inferiores aos adquiridos nos experimentos em laboratório. Enquanto em laboratório se chegou a temperaturas de até 100°C, em campo foram registrados valores em torno de 50° C. Cabe registrar que além do fato de que em campo as vazões de fluido eram mais elevadas, a temperatura ambiente nos experimentos em campo estava bem baixa, em torno de 8°C, o que tem influência sobre as temperaturas alcançadas no pré-aquecimento. Mas, de modo geral se pode observar que nem sempre as qualificações em laboratório utilizando água hão de impor condições de troca de calor maiores do que as registradas em campo.

Ainda no trabalho de Yunovich e Thompson (2005), ao realizar os experimentos em laboratório, nas vazões mais baixas, os autores observaram que o sistema foi capaz de prover a temperatura desejada na parte superior do tubo que era de 100 °C, apesar de que não foi capaz de prove-la nas demais posições na circunferência do tubo. Os autores citam ainda que esta diferença de temperatura não foi exclusividade do aquecimento por indução e esteve presente nos experimentos com aquecimento por resistência. O provável é que esta diferença de temperatura seja resultado de uma predominância da convecção natural que gera um acúmulo de fluido quente na porção superior do duto.

Para situações de escoamento interno em um duto, baixas vazões e, portanto, baixas velocidades de escoamento do fluido tendem a gerar uma troca de calor onde há predominância da convecção natural. O movimento do fluido deixa de ser dominado pelo campo de velocidade no sentido axial do duto para ser dominado pelo movimento gerado pelas forças de empuxo causadas pela diferença de densidade do fluido.

Do ponto de vista das análises adimensionais, as relações listadas até aqui não podem ser empregadas para escoamentos onde há domínio da convecção natural. De forma análoga ao número de Re para a convecção forçada, a convecção natural utiliza o número de Grashof (Gr) que é a medida da razão entre as forças de empuxo e as forças viscosas que atuam no fluido, que pode ser calculado mediante a Equação (8). Portanto para as convecções naturais Nu é definido como função de Pr e Gr (INCROPERA *et al.*, 2008).

$$Gr = \frac{g\beta(T_s - T_\infty)L^3}{\nu^2} \quad (8)$$

Onde:

$g$  = gravidade ( $m/s^2$ );

$\beta$  = coeficiente de dilatação térmica ( $1/K$ );

$T_s$  = Temperatura na superfície aquecida (K);

$T_\infty$  = Temperatura de referência (K);

$L$  = Comprimento característico (m);

$\nu$  = Viscosidade cinemática ( $m^2/s$ ).

É possível notar que ao determinar o Nu sem considerar Gr as Equações (5) e (7) ignoram os efeitos da convecção natural, isto obviamente trata-se de uma hipótese, já que ela está presente sempre que há um gradiente de temperatura instável. Esta hipótese será pouco prejudicial ao mensurar a troca de calor por convecção, se o movimento de escoamento do fluido se sobrepõe de forma majoritária aos movimentos causados pelas forças de empuxo no fluido. Da mesma forma, esta hipótese pode ser considerada na situação oposta. Um critério é utilizado como forma de avaliar qual efeito de convecção é desprezível, onde para  $Gr/Re^2 \gg 1$  a convecção é predominantemente natural, para  $Gr/Re^2 \ll 1$  predomina os efeitos da convecção forçada e para valores de  $Gr/Re^2 \sim 1$  os tipos de convecção são combinados (INCROPERA *et al.*, 2008).

A exemplo da convecção forçada, na convecção natural pode haver distúrbios no escoamento que o levam da condição laminar para a turbulenta. A transição da camada-limite de convecção natural, que está ilustrada pelo esquema da Figura 9 para uma placa vertical aquecida, é avaliada pelo número adimensional de Rayleigh (Ra) que é a razão entre a magnitude das forças de empuxo e das forças viscosas no fluido. Ra é definido matematicamente com o produto de Gr por Pr e está exposto na Equação (9). O valor de Ra que é constantemente associado ao escoamento turbulento fica em torno de  $10^9$  (INCROPERA *et al.*, 2008).

$$Ra = GrPr \quad (9)$$



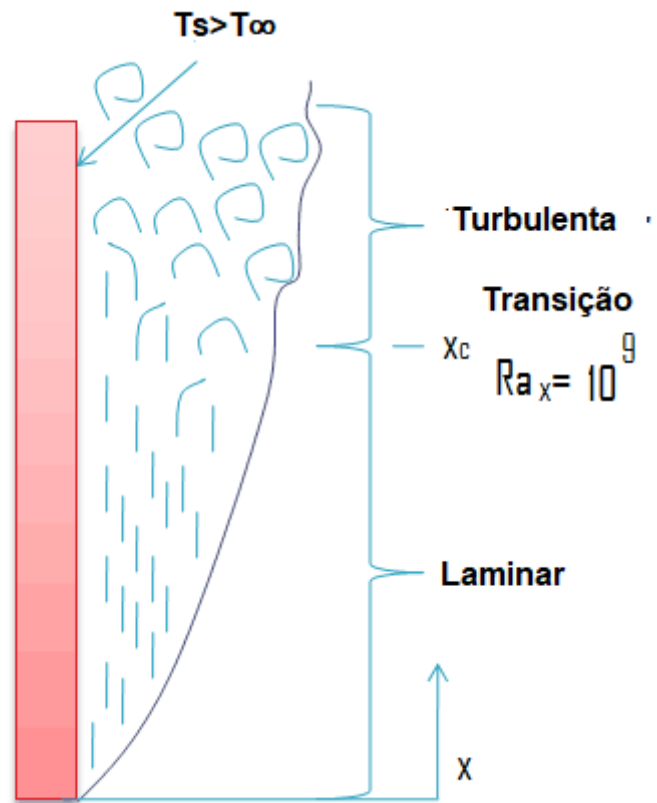


Figura 9 - Transição na camada-limite de convecção natural em uma placa vertical  
 Fonte: Adaptado Incropera *et al.* (2008)

Retornando a situação de troca de calor nas condições de qualificação de procedimentos, pode-se afirmar que na literatura há pouca preocupação acerca da quantidade de calor transferida para o fluido nestas situações, sendo suficiente a deliberação de que o calor transferido para a água é superior se comparado ao montante transferido aos demais fluidos que possam estar em escoamento em campo.

As condições de escoamento presentes na qualificação de procedimentos de soldagem *in-service* podem ser um impeditivo para o uso dos softwares de predição dos tempos de resfriamento já que estes são voltados a situações típicas de campo. Isto pode ser observado no trabalho publicado por Nicholas (2010) que utilizou o *software PRCI Hot-Tapping* para prever qual seria o tempo de resfriamento ( $t_{2,5-1}$ ) presente na operação de campo e em outro momento através do mesmo *software* qual a vazão de água em bancada que proporcionaria uma velocidade de resfriamento equivalente a calculada para a vazão de campo.

Segundo o autor o software indicou que o  $t_{2,5-1}$  presente em um escoamento de *crude oil* em um duto com 36” de diâmetro, espessura de parede de 3/8” mm escoando em velocidade linear de 1,7 m/s seria de 18,97s e que a velocidade linear de escoamento de água para um duto de 24” de diâmetro com espessura de parede de 1/2” que proporcionaria um  $t_{2,5-1}$  similar seria de 0,02 m/s, resultando exatamente, para o software, em 18,10s. No entanto o autor relatou que ao mensurar o  $t_{2,5-1}$  utilizando-se do método *Heat sink* no duto já mencionado com a vazão indicada pelo software o valor divergiu dos 18,10s indicados.

Os valores medidos por Nicholas (2010) em bancada experimental estão expostos na Tabela 2, onde é possível notar que o valor medido foi de 30,10s, o que mostra que o software fez uma avaliação superdimensionada da troca de calor proporcionada pelo escoamento de água. Da mesma forma ao mensurar os tempos de resfriamento através do mesmo método na bancada em campo, mediu um  $t_{2,5-1}$  de 53 s.

Tabela 2 – Tempos de resfriamento( $t_{2,5/1}$ ) medidos através do método *Heat sink capacity*

Vazão(m/s)	Minimo(s)	Máximo(s)	Média(s)
0,025	27,11	33,32	30,10
0,05	21,14	27,84	25,16
0,075	18,23	22,71	20,45
0,1	13,97	19,66	15,78

Fonte: Adaptado Nicholas (2010).

Para o autor a divergência dos valores reforça a ideia de que esses softwares em geral tendem a realizar análises superestimadas da troca de calor gerada pelo fluido optando assim por uma análise conservadora do processo. De fato, ao prever condições mais extremas do que as presentes em campo, dimensiona-se um processo que será capaz de prevenir as altas velocidades de resfriamento, por outro lado, pode contribuir para demandar potências de pré-aquecimento além das necessárias.

Uma alternativa às análises adimensionais é a utilização de modelos de simulação numérica em *Computational Fluid Dynamics* (CFD) como possibilidade de calcular de forma mais acurada o fluxo de calor para o fluido em escoamento. Porém, Sabapathy (2002) afirmou que para um escoamento turbulento os campos de velocidades impõem um custo computacional elevado e que por isso, o seu

modelo de elementos finitos para avaliação do risco de perfuração em soldagens *in-service* deu preferência por estimar os coeficientes de convecção por análises adimensionais.

De fato, há um certo domínio dessa abordagem para estimar os coeficientes de convecção nos trabalhos que buscam constituir modelos de elementos finitos para soldagens *in-service*. Pode-se creditar esta preferência ao fato de que estes modelos envolvem outras análises além da troca de calor por convecção como o fluxo de calor provocado pela soldagem, ou a análise das tensões causadas pela deformação do material pelo calor.

## 2.2 PRÉ-AQUECIMENTO EM SOLDAGEM

A operação de pré-aquecimento no processo de soldagem consiste em garantir uma meta de temperatura da peça de trabalho antes de iniciar a operação de soldagem, em algumas aplicações pode ainda se utilizar dessa fonte suplementar de calor durante e até após o processo. O intuito da prática é, de modo geral, modificar benéficamente o ciclo térmico da soldagem incrementando o aporte térmico para situações em que somente o calor proveniente do arco elétrico não é suficiente para produzir as velocidades de resfriamento desejadas para evitar o surgimento de falhas na peça de soldagem.

As altas velocidades de resfriamento geralmente ocorrem em soldagens de peças espessas ou com condições de troca de calor não convencional como por exemplo soldagens *in-service* ou soldagens subaquáticas. A utilização de pré-aquecimento na soldagem se relaciona com a prevenção de trincas a frio ao influir diretamente nos fatores ligados ao surgimento delas.

Korolkov(2012) elenca cinco principais motivos para a utilização de pré-aquecimento durante a soldagem, são eles: a redução da taxa de resfriamento da peça; promover uma maior uniformidade da distribuição de calor para a peça de trabalho; secar a peça de trabalho e assim diminuir a disponibilidade do H para a poça de fusão; provocar o alívio das tensões geradas durante a soldagem e promover a formação de uma microestrutura mais dúctil que resistirá melhor às solicitações evitando falhas.

Há uma gama de publicações que demonstram o impacto do pré-aquecimento sobre o tempo de resfriamento das peças soldadas. Moojen et al. (2015) observaram a repercussão de utilizar pré-aquecimento em soldagens MIG/MAG aço X80 sobre o t8/5 onde, no primeiro passe, este tempo evoluiu de 2 s na situação sem pré-aquecimento para 16 s para um pré-aquecimento de 200°C. Bruce (2002) recomenda que o uso de pré-aquecimento para operações de soldagem *in-service* na temperatura em torno de 93°C, é equivalente a aumentar o aporte térmico em 60%.

Jaske et al. (2006) recomendam que para soldagens *in-service* se mantenha um aquecimento de 15 minutos em temperaturas entre de 93 e 121°C para facilitar a difusão do hidrogênio (H), como forma de prevenir a ocorrência de trincas a frio, para as situações de resfriamento típicas das soldagens *in-service*. Atentando ao fato de que, para situações mais severas de troca de calor ou tubulações com espessura superior a 12,7 mm (1/2"), serão necessários aquecimentos de maior duração.

Por outro lado, Cooper et al. (2005) afirmam, ao observar soldagens de tubulação pelo processo de arame tubular de tubulação API 5L-X80, que o pré-aquecimento utilizado de 100°C não teve influência significativa sobre as propriedades mecânicas da peça soldada. Afirmativa compartilhada por Defen et al (2013) ao avaliar o uso de pré-aquecimento em soldagens de aço X70, utilizando chapas de 8,5 mm de espessura.

Estas afirmações podem estar negligenciando fatores que são somente encontrados nas condições de campo, como a umidade condensada sobre o duto que por si só justificaria o emprego do processo de pré-aquecimento. Além de que não trata de situações especiais de resfriamento como a soldagem *in-service* ou, para dar outro exemplo, soldagens de chapas mais finas.

Nota-se que o emprego de pré-aquecimento é altamente difundido nas operações de soldagem, principalmente no que tange à soldagem em operação, como uma ferramenta adequada para a prevenção de defeitos. Para estas aplicações são empregados três principais tipos de tecnologia de aquecimento que são: aquecimento por chama, onde a peça de trabalho é aquecida por radiação; aquecimento por resistência elétrica, neste caso o princípio de aquecimento é por condução onde o equipamento está em contato com a peça de trabalho;

aquecimento por indução, a peça de trabalho é aquecida por efeito joule gerado pelas correntes induzidas por um campo elétrico gerado em torno da mesma.

### 2.2.1 Pré-aquecimento por indução

O método de aquecimento por indução utiliza uma bobina disposta próxima ou em volta da peça em aquecimento(Figura 10), sem a necessidade de contato (que é uma das vantagens do processo), que ao produzir um campo magnético variável decorrente do fluxo de corrente alternada em si, induz uma corrente parasita que flui internamente na peça que se pretende aquecer por efeito Joule, devido à resistência do material em aquecimento. A fonte de energia utilizada é responsável por fornecer a corrente alternada para as bobinas, fabricadas, geralmente em cobre.



Figura 10 - Bobina de indução em torno da peça de trabalho

Fonte: Aventa (2015)

ZINN *et al.* (2002), listam como vantagens do processo por indução um aquecimento rápido, altos níveis de produtividade, facilidade de controle e automação, e baixas demandas de manutenção.

Comparando aos demais processos empregados em pré-aquecimento de soldagem, pode-se citar em relação ao aquecimento por chama, a maior uniformidade do aquecimento, a possibilidade de mantê-lo durante o processo de soldagem, a adaptabilidade às operações de soldagem automatizadas, a segurança ao operador e o controle em tempo real do aquecimento pelo uso de termopares. Se comparado ao processo de aquecimento por resistência, a principal vantagem agregada é não necessitar de contato direto entre a bobina e a peça em aquecimento e por isso fornece um aquecimento mais rápido já que ele ocorre de forma direta.

Yunovich e Thompson (2005) testaram o aquecimento por indução utilizando uma fonte *Miller Intellifire 250* (25 kW) para aquecimento de um tubo em situação de soldagem *in-service* em dupla calha. Utilizaram uma fonte de 25 kW sobre um tubo de aço com 508 mm (20") de diâmetro, 9.5(3/8") mm de espessura e 3 m de comprimento com uma vazão interna de 38 l/min de água. Foi posicionada sobre este uma bobina formada por 7 espiras, sendo uma delas posicionada em torno da calha metálica e as demais em torno do tubo. Esta configuração foi capaz de alcançar a temperatura desejada, em torno de 100°C, na parte superior da tubulação, porém no lado oposto, a temperatura não foi a mesma. Em comparação ao aquecimento resistivo, realizado em um tubo nas mesmas condições, o aquecimento indutivo apresentou um aumento de 10° C. Outro fator importante relatado pelos autores é que nesses experimentos no aquecimento por indução, por ser possível refrigerar os cabos que compõem a bobina, há um maior conforto térmico para o operador.

Korolkov (2012) avaliou a utilização de pré-aquecimento por indução ou por resistência em soldagens de instalação e reparo de dutos petrolíferos na Rússia a partir da restrição por norma da utilização de chama e afirma que de fato a tecnologia de aquecimento por indução é uma técnica mais eficiente. Porém o autor afirma que este ganho de produtividade não se justifica nos casos onde ela assistirá soldagens executadas manualmente, além de que, o sistema de aquecimento por indução, para ele, demanda um maior investimento e são equipamentos importados sem a presença de conteúdo nacional.

Korolkov & Barabanshchikov (2010) em comparação similar afirmam que pelos motivos já citados e pelo fato de soldagens de reparo serem de pequena

duração, torna-se operacionalmente irracional a utilização do aquecimento por indução. Parece que estas análises negligenciaram a vantagem de conforto térmico aos operadores que o aquecimento por indução proporciona e sabe-se que isto tem desdobramentos claros sobre a qualidade da soldagem. Além do fato de que a realidade mercadológica abordada nesta publicação não pode ser extrapolada para os demais países.

Além de aplicações com bobinas em torno da peça é possível utilizar bobinas móveis para aquecimento localizado, a Miller comercializa um sistema deste tipo chamado *Rolling inductor*(Figura 11). No contexto da soldagem são utilizadas bobinas acopladas a materiais direcionadores de campo para a peça com movimento solidário a tocha de soldagem para operação de pré e pós aquecimento.



Figura 11 -Sistema de indução Miller Rolling Inductor

Fonte: Miller welds(2016)

A utilização de uma bobina móvel em associação ao arco de soldagem tem presença em processos a laser. Estes processos têm como característica uma energia de soldagem focada que contribui para promoção de baixas velocidades de resfriamento o que justifica a utilização de fontes suplementares de calor estando entre eles o processo híbrido com a indução localizada. Lahdo et al. (2014) estudaram a influência de utilizar o aquecimento por indução localizado em associação ao um processo MAG/LASER como ilustrado na Figura 12 e obtiveram uma queda de 410 HV10 para 350 HV10 ao utilizar 40 kW de potência.

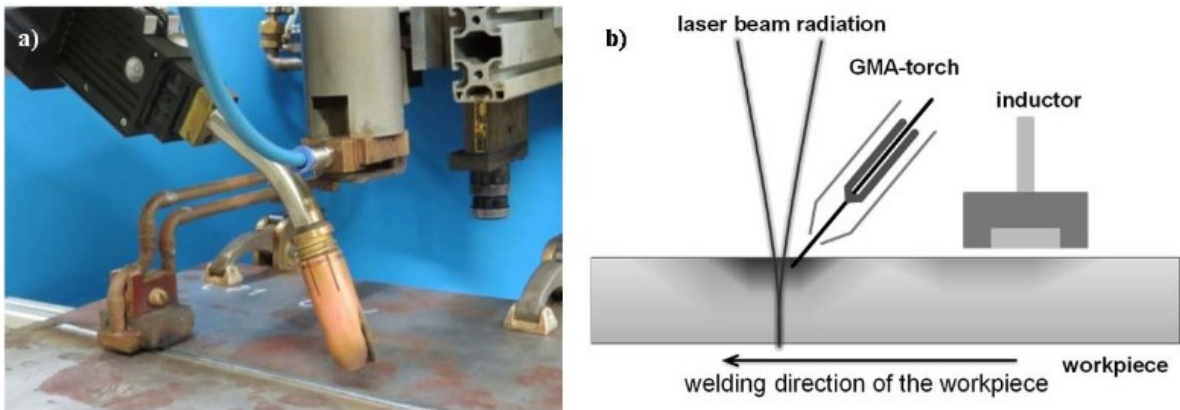


Figura 12 - Setup, real(a) e esquemático(b) de indução associada ao processo de soldagem MAG/LASER

Fonte: Lahdo *et al.* (2014)

Quanto ao uso associado ao processo MIG/MAG, Dutra e Machado (2017) se utilizaram de um indutor localizado em frente da tocha (Figura 13) e se dedicaram a observar os efeitos sobre as propriedades mecânicas das peças soldadas. Ao utilizar 6 e 12 kW de potência no aquecimento por indução, foi capaz de reduzir entre 5 a 13% da dureza. Deixando claro que houve pouca diferença entre os resultados onde o sistema indutivo impôs potência menor ou maior, mas sim entre a soldagem sem utilizar pré-aquecimento e as onde se utilizou.

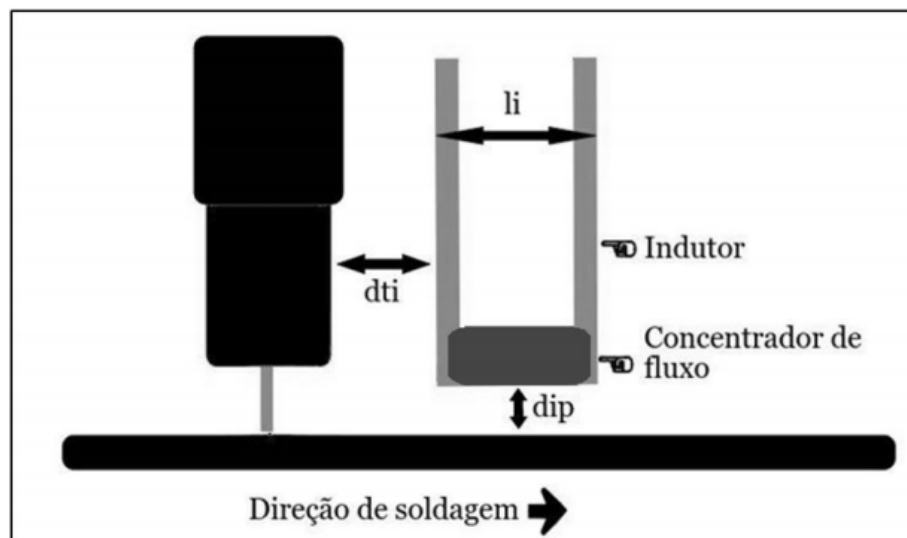


Figura 13 - Esquema da montagem em tandem de um sistema de soldagem MIG/MAG com pré-aquecimento

Fonte: Dutra e Machado (2017)



O artigo publicado por Jones (2015) tratou de um processo similar ao apresentado por Dutra e Machado (2017) que é constituído por um indutor posicionado em frente da tocha de soldagem (Figura 14), com o nome de HiDep. Jones (2015) afirma que o aquecimento proporcionado pela bobina indutora localizada é capaz de promover uma maior produtividade à soldagem e eliminar ou diminuir as distorções na peça soldada.



Figura 14 - Soldagem HiDep em chapa de 5/8" de Marine Steel, junta de topo com gap 1/8"

Fonte: Jones (2015)

A nomenclatura do processo de HiDep é compartilhada por Jones et al(2012) que se utilizou do processo para realizar soldagem em chapa de 3/4", afirmando que o calor adicionado pelo indutor foi suficiente para que a união fosse realizada com apenas um passe, aumentando assim a produtividade, sem a necessidade de utilizar configurações complexas de juntas, além da já citada diminuição nas distorções das peças soldadas.

### 2.3 TEORIA DO AQUECIMENTO POR INDUÇÃO

A indução eletromagnética é o fenômeno físico onde um campo magnético variável ao longo do tempo produz uma força eletromotriz em um meio ou corpo exposto a ele. Quando este for um material condutor nele se produz uma corrente

induzida (corrente parasita ou corrente de faraday). O fenômeno da indução pode ser descrito matematicamente pela Equação (10) onde a geração da força eletromotriz está em função da variação da densidade do fluxo magnético ao longo do tempo.

$$\varepsilon = - \frac{d\Phi_B}{dt} \quad (10)$$

Onde:

$\varepsilon$  = força eletromotriz (V);

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

Enquanto o fluxo magnético gerado pela passagem de corrente através de uma bobina de N espiras pode ser descrito pela Equação (11).

$$|\vec{\Phi}_B| = \frac{\mu_0 \mu_r N I_{ef}}{l} \quad (11)$$

Onde:

$|\vec{\Phi}_B|$  = módulo do vetor densidade de fluxo magnético (T);

$\mu_0$  = permeabilidade magnética do ar ou vácuo (H/m);

$\mu_r$  = permeabilidade relativa do núcleo;

N = n° de espiras;

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

l = comprimento da bobina (m).

Por outro lado, Kennedy et. al. (2011) afirmam que as bobinas aplicadas em situação de aquecimento por indução em geral são curtas, portanto, o campo magnético que elas produzem são muito mais fracos do que se pode esperar ao mensurá-lo pela Equação (11). Segundo o autor, a forma mais apropriada de modelar o campo magnético produzido nestas bobinas é utilizando a Lei de Biot-Savart, representada pela Equação (12)

$$\vec{\partial\Phi}_B = \frac{\mu_0 I}{4\pi} \frac{\vec{\partial l} \times \hat{r}}{r^2} \quad (12)$$

Onde

$\vec{dl}$  = tamanho diferencial da bobina;

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

$r$  = raio da bobina.

Este campo é gerado pela corrente alternada em alta frequência que passa pela bobina de indução, ao induzir corrente na peça condutora, esta se aquece por efeito Joule por conta da sua resistência à passagem da corrente em si. Caso o objeto seja condutor, como o ferro, um montante adicional de calor é gerado pelo efeito de histerese.

A histerese é causada pelo atrito entre dipolos magnéticos como resultado da variação da direção do magnetismo, portanto o montante de calor gerado por este mecanismo é proporcional à frequência da corrente alternada. De todo modo o montante gerado por este fenômeno constitui menor parte da geração de calor do aquecimento por indução.

O processo de aquecimento por indução (Figura 15) é constantemente descrito como análogo a um transformador cujo circuito secundário, que seria a peça em aquecimento, é constituído de uma única espira em curto e o primário seria a bobina indutora ligada à fonte de potência. A bobina de indução é a fonte do campo magnético, que proporciona o fluxo que é utilizado para induzir tensão na peça em aquecimento.

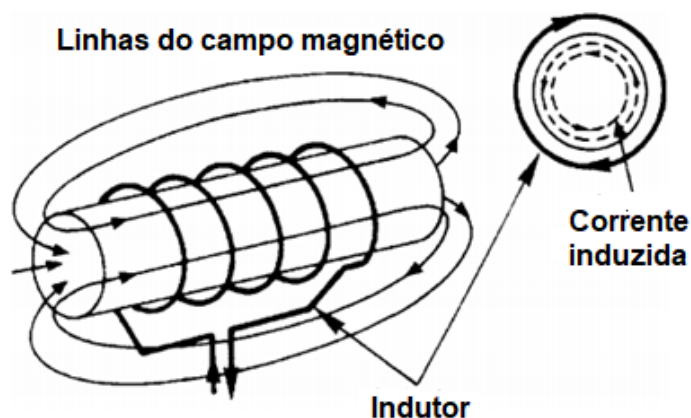


Figura 15 - Esquema típico de aquecimento por indução

Fonte: Adaptado Bay et al. (2003)

Considerando uma bobina ideal, para avaliar a potência do sistema, vale a relação da Equação (13).

$$P_p = P_s \quad (13)$$

Onde:

$P_p$  = potência no primário (W);

$P_s$  = potência no secundário (W).

Ainda para transformadores ideais, valem as relações descritas pelas Equações (14) (15) e (16).

$$R = \frac{U}{I} \quad (14)$$

$$U_s = \frac{N_s}{N_p} U_p \quad (15)$$

$$I_s = \frac{N_p}{N_s} I_p \quad (16)$$

Onde:

R = Resistência (ohm);

U = Tensão (V);

I = Corrente (A);

$U_p$  = Tensão no primário (V)

$U_s$  = Tensão no secundário (V)

$N_p$  = Número de espiras no primário;

$N_s$  = Número de espiras no secundário;

$I_p$  = Corrente no primário

$I_s$  = Corrente no secundário

Fazendo uso destas relações, para um circuito em corrente continua a potência desse sistema seria definida pela Equação (17).

$$P = I^2 R N^2 \quad (17)$$

De forma análoga para circuitos em corrente alternada a resistência é substituída pela impedância que é a resistência dos componentes passivos (resistor, capacitor e indutor), então a Equação (17) toma forma da Equação (18).

$$P = I^2 Z N^2 \quad (18)$$

Onde:

$P_B$  = potência na bobina (W);

$I_B$  = corrente na bobina (I);

$Z$  = impedância refletida ( $\Omega$ );

$N$  = número de espiras da bobina.

Onde  $Z$  pode ser definido como a resistência dos componentes passivos quando se lida com circuito em corrente alternada. Ela pode representada pela soma da reatância do componente e sua resistência, enquanto a reatância é constituída por uma parcela indutiva e uma parcela capacitiva. A equação (19) apresenta a formula para calcular a impedância de um circuito genérico.

$$Z = R + jX \quad (19)$$

Onde:

$Z$  = impedância do circuito ( $\Omega$ );

$R$  = resistência do circuito ( $\Omega$ );

$X$  = reatância do circuito ( $\Omega$ );

$j$  = unidade imaginária.

Retornando à analogia do transformador, ao considerar um acoplamento próximo entre a bobina e a peça em aquecimento, assumindo que os dois elementos e a camada de ar que se encontra entre os dois compartilham de um campo magnético comum, o sistema de indução pode ser simplificado como um circuito em série (DAVIES *et al.*, 2007). Na Figura 16 está exposto um esquema elétrico do sistema de indução ao realizar tais considerações.

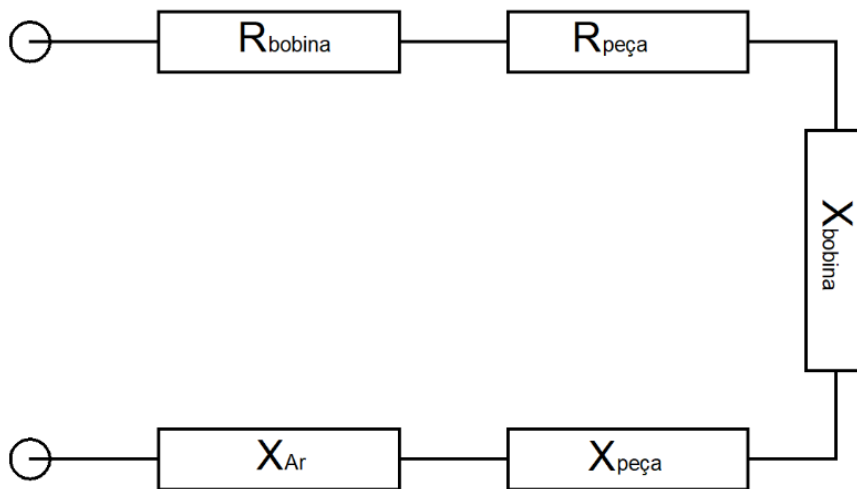


Figura 16 - Circuito equivalente de aquecimento por indução

Fonte: Adaptado de Khan (2003).

Sendo assim a impedância do circuito pode ser definida pela Equação (20).

$$Z_{circuito} = R_{peça} + R_{bobina} + j(X_{bobina} + X_{peça} + X_{ar}) \quad (20)$$

Onde:

$R_{peça}$  = a resistência da peça em aquecimento ( $\Omega$ );

$R_{bobina}$  = a resistência da bobina ( $\Omega$ );

$X_{bobina}$  = a reatância da bobina ( $\Omega$ );

$X_{peça}$  = a reatância da peça em aquecimento ( $\Omega$ );

$X_{ar}$  = a reatância da camada de ar entre a bobina e a peça ( $\Omega$ );

Para geometrias de peças e processos mais simples de aquecimento por indução, como por exemplo, uma bobina indutora posicionada em torno da peça há a possibilidade de mensurar os valores dos componentes envolvidos por meio da Equação (20) e calcular a potência utilizando-se da Equação (18). Dessa forma é possível notar que a potência do sistema de aquecimento por indução é dependente da configuração da bobina (número de espiras, material, diâmetro), da peça em aquecimento (material e dimensões) e o posicionamento entre os dois componentes sobre o termo da reatância do ar.

Voltando ao termo acoplamento, Khan (2003) vai definir a eficiência do acoplamento como a medida da quantidade de potência transferida entre a bobina e a peça de trabalho, como reflexo da Equação (20). Onde esta eficiência é dependente da resistência da bobina e da peça de trabalho, como está descrito na Equação (21).

$$\eta = \frac{R_{peça}}{R_{peça} + R_{bobina}} \quad (21)$$

Um fenômeno importante a se considerar no aquecimento por indução é o efeito pelicular, comum em condutores de correntes alternadas, trata-se do efeito da diminuição da densidade de corrente da periferia para o centro do condutor pela qual ele flui. É comum utilizar um critério para avaliar este efeito chamado de profundidade de penetração ( $\delta$ ) que pode ser definido como a medida de espessura do condutor onde ocorre aproximadamente 86% do aquecimento por resistência pelo fluxo das correntes parasitas (HAIMBAUGH, 2015). Para um condutor cilíndrico com um diâmetro bastante superior a  $\delta$ , a profundidade de penetração é definida pela Equação (22).

$$\delta = \sqrt{\frac{\rho_e}{\pi \mu_0 \mu_r \omega}} \quad (22)$$

Onde:

$\delta$  = profundidade de penetração da corrente (m);

$\rho_e$  = resistividade da peça de trabalho ( $\Omega.m$ );

$\mu_0$  = permeabilidade magnética do ar ou vácuo

$\mu_r$  = permeabilidade relativa do núcleo

$\omega$  = frequência (Hz).

Portanto de um modo geral, a profundidade de penetração é dependente do material do condutor e da frequência de oscilação da corrente alternada, sendo geralmente o segundo fator controlado para casos específicos onde a profundidade do aquecimento é mensurada, como por exemplo em tratamentos térmicos

superficiais. Porém, a resistividade da peça em aquecimento é variável em função da temperatura, portanto a profundidade de penetração pode variar durante o processo e por sua vez ter repercussão na resistência refletida do sistema da Equação (20).

## 2.4 SIMULAÇÃO DE AQUECIMENTO POR INDUÇÃO

Uma solução analítica para os processos de aquecimento por indução pode ser bastante complexa para a maioria das geometrias de peças ou processos, isto por conta dos efeitos acoplados de geração não uniforme de calor na peça de trabalho, e o fato de que muitas das propriedades térmicas e elétricas dos materiais variam em função da temperatura (ZINN *et al.*, 2002).

No entanto é possível encontrar métodos quantitativos para situações de aquecimento de geometrias de peças mais comuns como o aquecimento de barras redondas, ou tubos, ao considerar uma bobina estática e disposta em torno da peça de trabalho.

A necessidade de desenvolvimentos de processos mais complexos e de inovação no design da tecnologia de aquecimento por indução fez com que os métodos analíticos se tornassem limitados para o projeto destes processos. Com isso, a utilização de métodos computacionais de simulação ganha espaço ao mesmo tempo em que a difusão de computadores mais potentes e a baixa nos seus custos de aquisição facilita a aplicação de métodos numéricos nas situações de engenharia, inclusive para o aquecimento por indução.

O problema de aquecimento por indução trata-se da solução de dois problemas físicos acoplados, sendo um deles de eletromagnetismo e um de transferência de calor. Primeiramente para obtenção da fonte de calor gerada pelo material provocada pela indução é necessário resolver equações relacionadas ao campo potencial magnético gerado na mesma através do fluxo de corrente pela bobina. Para isso são resolvidas as equações de Maxwell no domínio da frequência, que são as Equações (23),(24),(25) e (26) (WANG; CHANDRASEKAR; YANG, 1992).



$$\nabla \times H = J + \frac{\partial D}{\partial t} \quad (23)$$

$$\nabla \times E = - \frac{\partial B}{\partial t} \quad (24)$$

$$\nabla \cdot B = 0 \quad (25)$$

$$\nabla \cdot D = \rho_v \quad (26)$$

Onde:

H = Intensidade do campo magnético (A/m);

J = Densidade de corrente (A/m<sup>2</sup>);

D = Campo de deslocamento elétrico (C. m<sup>-2</sup>);

E = Força do campo elétrico (V/m);

$\rho_v$  = Densidade de carga (C/m<sup>3</sup>).

Segundo Wang, Chandrasekar e Yang (1992), o campo de deslocamento elétrico D pode ser negligenciado na Equação (23). Simplificando de forma direta, a corrente parasita pode ser calculada se utilizando do vetor potencial segundo a Equação (27)(DALAEE *et al.*, 2020).

$$J = \sigma E = j\omega\sigma_e A + \nabla \times ((\mu_0\mu_r)^{-1}B) \quad (27)$$

Onde:

$\sigma_e$  = Condutividade elétrica( $\Omega.m$ );

A = Vetor potencial;

$\omega$  = Frequência(Hz);

$\mu$  = Permeabilidade magnética do material.

A corrente induzida no material, aquece a peça de trabalho por efeito Joule, portanto ela é correspondente à fonte de calor no problema de transferência de calor e pode ser descrito na Equação (28) (DALAEE *et al.*, 2020).

$$Q_e = J \cdot E \quad (28)$$

Onde:

$Q_e$  = Fluxo de calor [W]

O calor gerado pelo fluxo das correntes parasitas é transferido por condução através da peça em aquecimento, como descrito na Equação (29) (DALAEE *et al.*, 2020).

$$\rho C_p u \cdot \nabla T = \nabla(\lambda \nabla T) + Q_e \quad (29)$$

Onde:

$\rho$  = Densidade do material (kg/m<sup>3</sup>);

$C_p$  = Calor específico do material (J/kg.K);

$u$  = Campo de velocidade;

$k$  = Condutividade térmica do material (W/m.K);

$T$  = Temperatura (K)

Considerando um volume de controle genérico como exposto na Figura 17, as condições de contorno para o problema de transferência de calor são a convecção de calor para o ambiente representado pela Equação (30) e a transferência de calor por radiação representado pela Equação (31).

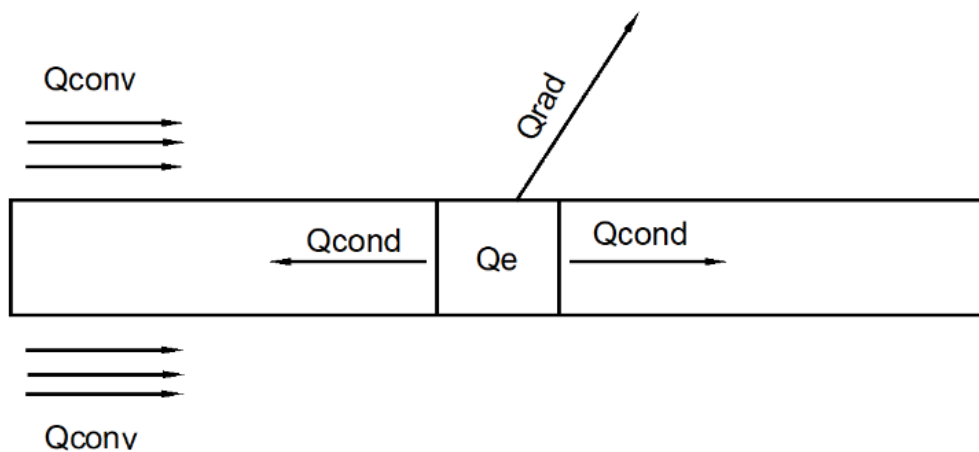


Figura 17 - Volume de controle genérico para o problema de transferência de calor

$$Q_{rad} = \varepsilon \sigma (T_{\infty}^4 - T^4) \quad (30)$$

$$Q_{conv} = h(T_s - T) \quad (31)$$

Onde:

$\varepsilon$  = emissividade;

$\sigma$  = constante de Stefan-Boltzmann;

$T_{\infty}$  = Temperatura ambiente (K);

$h$  = coeficiente de convecção ( $W/m^2 \cdot K$ );

$T_s$  = Temperatura da superfície (K).

O valor de  $h$  dependerá da relação entre a peça de trabalho e o fluido em escoamento na sua vizinhança, onde soluções para casos em que essa convecção se dê ao ambiente em convecção natural e até para ar forçado são bastante conhecidas. Casos onde a peça de trabalho possua, como em um caso de soldagem *in-service*, uma convecção de algum outro tipo de fluido, ou em velocidades elevadas, se torna necessário a utilização de modelos mais complexos para mensurá-los.

Considerando uma situação convencional de aquecimento por indução onde uma bobina simples é disposta em torno da peça de aquecimento como exposto na Figura 18, é possível imaginar que se possa representá-la por uma seção como é exposto na Figura 19. Esta seção ao ser revolucionada lhe representaria por inteiro. Levando isto em conta é comum que as modelagens matemáticas do problema de indução se utilizem da estratégia de representação 2D axisymmetric, onde se considera que o comportamento de uma seção do modelo representa as seções adjacentes a ela. Uma suposição que pode ser considerada razoável nas situações de indução por conta do perfil simétrico de aquecimento que o processo gera.

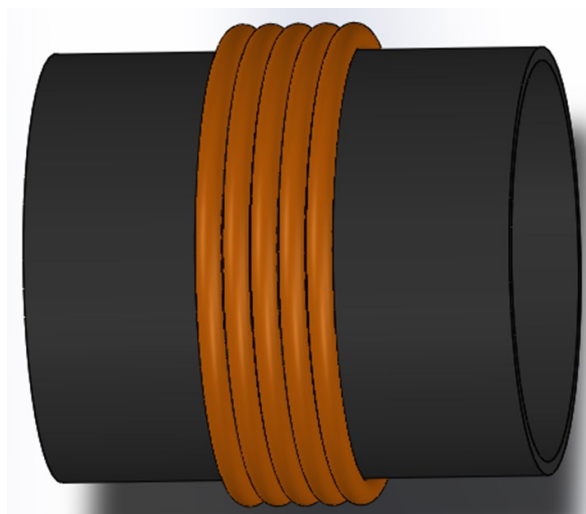


Figura 18 - Esquema ilustrativo de bobina de aquecimento em torno de um tubo metálico

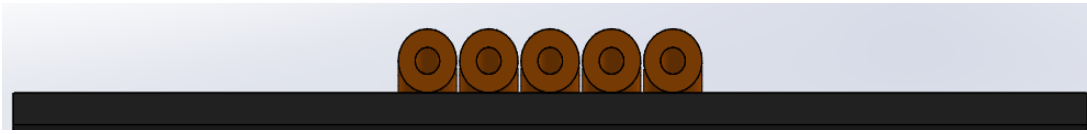


Figura 19 - Seção representativa do tubo em aquecimento

Esta representação foi utilizada em trabalhos como Djellabi e Latreche (2014) que utilizaram um modelo de elementos finitos construído no software *COMSOL Multiphysics*® para simular o funcionamento de um forno por indução para tratamento térmico de peças metálicas que está exposto na Figura 20 e o representou mediante a função 2D axisymmetric na forma que está exposta na Figura 21.



Figura 20 - Forno de indução simulado no estudo  
Fonte: Djellabi e Latreche(2014)

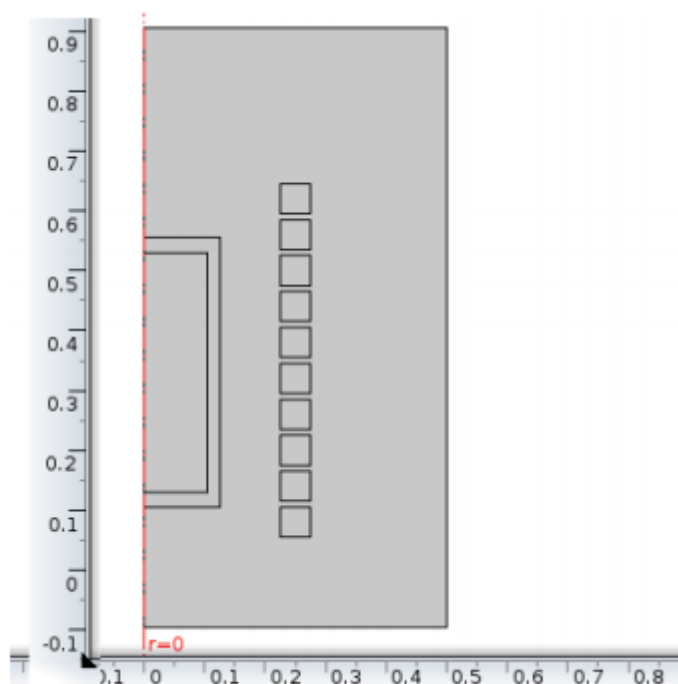


Figura 21 - Modelagem em 2D no COMSOL Multiphysics®. utilizada para simulação de aquecimento por indução

Fonte: Djellabi e Latreche(2014)

Djellabi e Latreche (2014) justificam o uso desse modelamento como forma de aumentar a velocidade da resolução do problema de elementos finitos. Nas simulações executadas os autores buscaram observar a influência da frequência sobre a potência, indutância e a profundidade de penetração das correntes parasitas, os resultados estão expostos na Tabela 3.

Tabela 3 - Influência da frequência sobre os parâmetros do aquecimento por indução

Frequência(Hz)	Potência(W)	Indutância( $\mu$ H)	Profundidade de penetração(mm)
50	8600	4,3	9,19
500	4,95E+04	0,116	2,9
5000	5,49E+05	0,0105	0,91
50000	5,30E+06	1,15E-03	0,29
500000	5,50E+07	6,43E-04	0,09

Fonte: Adaptado de Djellabi e Latreche (2014)

Kennedy et. al. (2011) também utilizaram o *COMSOL Multiphysics*® para simular a utilização do aquecimento por indução para tratamento térmico de tarugos

de alumínio e mantiveram a utilização do modelamento em 2D para o problema. Os autores fizeram comparações entre resultados analíticos e os obtidos por meio da simulação computacional e afirmaram que há uma considerável exatidão entre os valores obtidos nos dois métodos. Além disso, fazem considerações acerca do modelamento, avaliando o que seria necessário para que se alcancem os melhores resultados.

Segundo os autores, para simulações de alta frequência onde a profundidade de penetração é menor que o diâmetro do cabo da bobina, é necessário que esta seja definida no *COMSOL Multiphysics*® como um domínio de turno único. Outro fator importante para o modelo é a necessidade de a malha na interface da peça possuir elementos menores do que a espessura da profundidade de campo para que se simule a potência real do processo.

Apesar do domínio do modelamento em 2D, há situações onde não é possível modelar o processo desta forma, como por exemplo processos com bobinas móveis. Outra possibilidade é o fato de modelar situações de aquecimento por indução associado a processos em que são necessários modelos em 3D, como por exemplo uma soldagem de um tubo.

A capacidade de prever as temperaturas que o sistema pode prover durante a operação é fator importante para o projeto de sistemas de aquecimento por indução voltado para cada tipo de utilização em campo, orientando os melhores parâmetros a serem utilizados e inclusive avaliar a eficácia dos sistemas comerciais em atender as premissas de operação.

### 3 METODOLOGIA

A metodologia pode ser dividida em 3 etapas, sendo uma delas experimental e as demais que envolvem a simulação. Estas etapas se relacionam entre si de forma sequencial do ponto de vista lógico. A primeira etapa engloba experimentos de aquecimento por indução executados com fonte de indução comercial para a configuração de bobinas dispostas em torno da peça de trabalho com e sem o uso de circuito hidráulico associado à peça em aquecimento. Nesta etapa serão adquiridos os valores necessários para a construção das simulações das outras etapas.

A segunda etapa é a parte onde serão executadas simulações que visam replicar os ensaios experimentais executados na etapa anterior sem a presença do escoamento na peça em aquecimento, com o objetivo de investigar as melhores práticas para o processo com configuração de bobina semelhante à primeira etapa. A terceira etapa é onde serão executadas simulações com a presença do fluido em escoamento replicando os experimentos executados em laboratório e traçando um paralelo com as situações de campo. Para facilitar a compreensão destas etapas e da sua sequência no projeto, a Figura 22 exibe o fluxograma de trabalho.

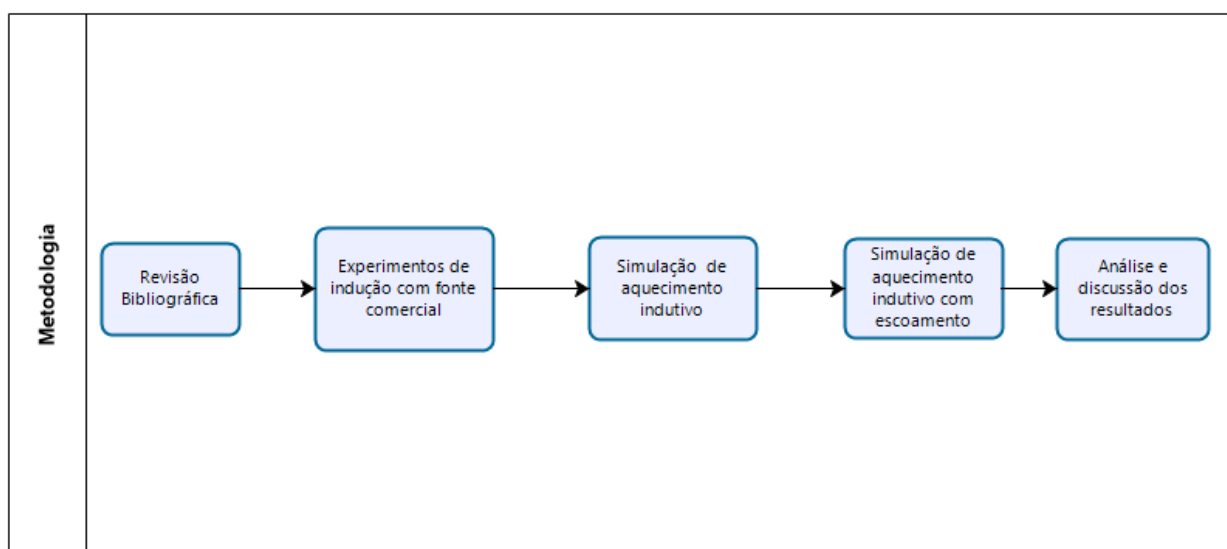


Figura 22 - Fluxograma das etapas de trabalho

### 3.1 MATERIAIS

Para realizar experimentos em condições similares às operações de reparo em campo, foi construída uma bancada, que pode ser visualizada na Figura 23, utilizando um tubo de aço carbono API 5L GRADE B com 12" (304,8mm) de diâmetro externo, espessura de parede de 3/8" (9,52mm) e comprimento de 2 m. Além do tubo, a bancada conta com um sistema de aquecimento por indução e um circuito hidráulico, bem como outros equipamentos de monitoração de temperatura.

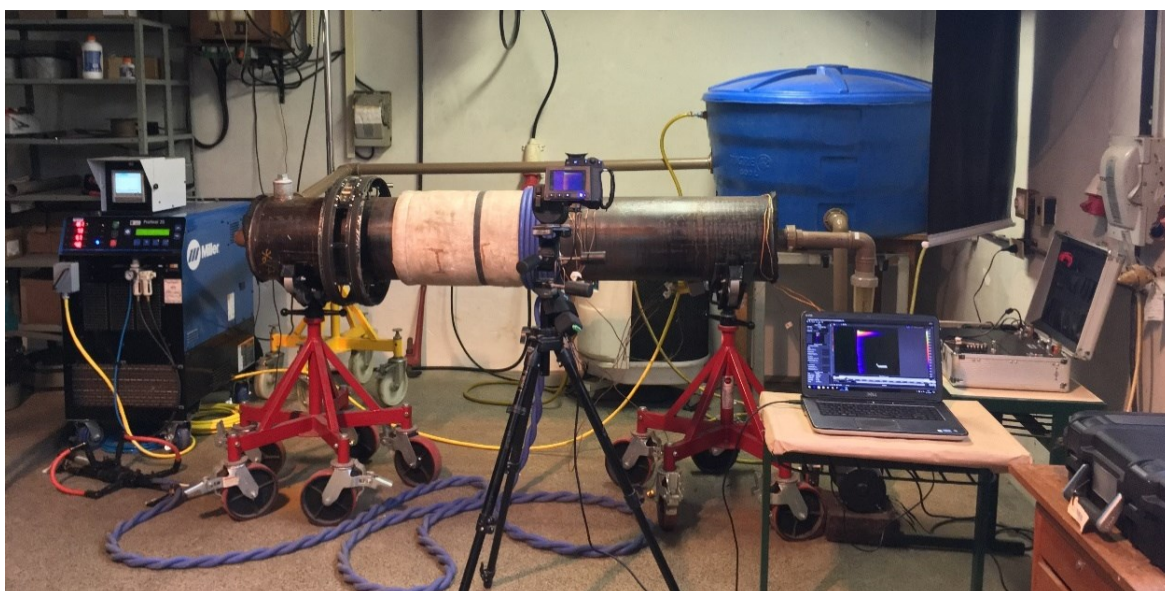


Figura 23 - Bancada experimental

O sistema de aquecimento por indução utilizado foi adquirido pelo LABSOLDA no contexto do projeto Soldagem em operação com GMAW, FCAW e aquecimento por indução e trata-se do modelo Pro Heat Liquid-Cooled Miller, que pode ser visto na Figura 24, com potência nominal de 35 kW. O sistema possui ainda um equipamento Eurotherm Series 6100 para medição de temperatura utilizando termopares. Este sistema indutivo possui um caráter generalista, portanto é equipado com cabos flexíveis para construção de diferentes configurações de bobina, desde bobinas dispostas em torno da peça de trabalho ou até o formato de panela (bobina achatada enrolada em espiral).





Figura 24 - Fonte Miller Pro Heat 35 kW

O tubo utilizado na bancada está disposto em posição horizontal, diferentemente da configuração orientada pela norma API 1104 que foi exposta na Figura 8. Essa escolha se deu pelo fato de que a angulação das bancadas de qualificação é utilizada em prol de que o processo de soldagem seja qualificado em todas as posições, o que não está no escopo dos estudos realizados neste trabalho. Portanto, a decisão de manter o tubo em posição horizontal foi tomada levando em conta a praticidade, e focando na exploração de um escoamento mais comum em campo.

Aqui cabe acrescentar que apesar da fonte Pro Heat possuir quatro modos de funcionamento, durante todos os experimentos foi utilizado somente o modo *Pré-Heat*. Este modo opera pelo aquecimento da peça a uma temperatura de meta pré-definida pelo usuário na fonte, a qual pode ser ajustada até 788 °C. No início do aquecimento a fonte utiliza toda a potência disponível até que o termopar de controle adquise a temperatura de meta. A partir deste momento a fonte supre o aquecimento com potências mais baixas a fim de manter a temperatura de meta por um determinado tempo (*Soak time*), tempo este também definido pelo usuário.

O sistema hidráulico associado à bancada tem como objetivo gerar escoamento interno de fluido no tubo em aquecimento para simular os resfriamentos

enfrentados nas soldagens em operação. Uma vista completa do sistema está exibida na Figura 25.



Figura 25 - Visão geral do circuito hidráulico da bancada de ensaios

Este sistema é composto por um reservatório com capacidade volumétrica de 2000 l, uma bomba com potência de 1 cv posicionada na entrada do tubo que, para este circuito, permite vazões de até 380 l/min, um rotâmetro para controlar a vazão de fluido utilizada com escala de 50 e 500 l/min e um chiller com 10 kW de potência posicionado em paralelo ao circuito circundante de fluido no tubo com o intuito de manter o fluido com 20°C durante o ensaio. Os equipamentos que compõem o sistema podem ser vistos em destaque na Figura 26.



Figura 26 - Componentes do circuito hidráulico com exceção do tubo. a) Rotâmetro  
b)Chiller c) Reservatório d) Bomba de 1 cv.

Para a aquisição dos ciclos térmicos, além dos termopares associados ao sistema de aquecimento por indução, foi utilizada uma câmera de filmagem termográfica Flir SC7200 que possibilita uma visão mais ampla dos gradientes térmicos presentes na peça em aquecimento em comparação ao sistema de termopares. As especificações técnicas da câmera utilizada estão expostas na Tabela 4, enquanto a câmera pode ser visualizada na Figura 27.

Tabela 4 - Especificações técnicas da câmera termográfica Flir SC72300 F/3  
**FLIR SC7200 F/3**

Distância focal	50 mm
Tolerância de medição	+/- 1 °C
Faixa de temp. operacional	-20 °C a +55 °C
Faixa de temp. medição	5 até 3000°C
Frequência de Aquisição	Até 175 Hz
Número de pixels	320 x 256 pixels
Material do detector	InSb



Figura 27 - Câmera termográfica Flir SC72300 F/3

Para medição dos parâmetros elétricos da fonte de aquecimento por indução durante o aquecimento, foi utilizado um osciloscópio com canais isolados TECTRONIC modelo TPS 2024. Foi necessário a utilização de um divisor de tensão na ordem de 10,36 vezes para que a tensão que chegasse ao osciloscópio estivesse dentro da sua faixa suportada. Já a corrente foi medida por um sensor hall

SONNECY modelo CYHCS-RC2-400A-M (1V/100A) com frequência máxima de 50 kHz. Um esquema do sistema de medição elétrica está exposto na Figura 28.

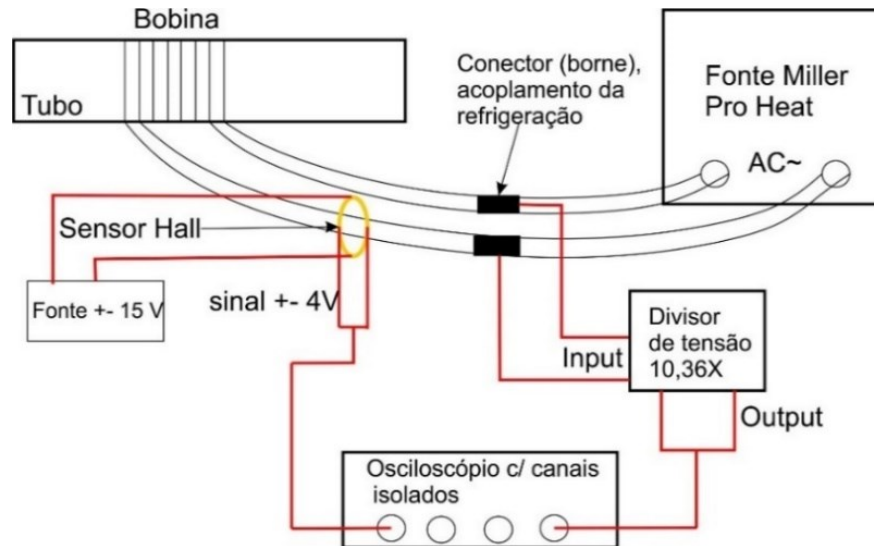


Figura 28 - Circuito para aquisição dos parâmetros elétricos

As simulações realizadas neste trabalho utilizaram-se de métodos de elementos finitos do software *COMSOL Multiphysics®*, este foi instalado em um computador com processador AMD Ryzen 7 3800X de 3.0 MHz com 64 GB de memória RAM.

## 3.2 MÉTODOS

Para facilitar a compreensão das etapas de trabalho e pelo fato de que cada uma tem efeitos sobre a metodologia da etapa seguinte, esta seção será apresentada dividida em tópicos de acordo com as etapas do trabalho que foram apresentadas na Figura 22.

### 3.2.1 Experimentos de indução com fonte comercial.

Os experimentos foram iniciados com o aquecimento por indução do tubo no modo de operação da fonte *pre heat*, embora ainda sem escoamento de fluido interno. Foram selecionadas 3 configurações diferentes de bobina única que se diferem, a princípio, pelo número de espiras, cada arranjo teve sua largura

mensurada, pois, a distância entre os cabos que constituem a bobina influenciam diretamente no seu comportamento elétrico. Estas medidas serão utilizadas para a construção do modelo de simulação. Na Tabela 5 estão expostas cada configuração utilizada, seu número de bobinas e largura correspondente.

Tabela 5 - Bobinas utilizadas nos experimentos com tubo ausente de fluxo interno

Ensaio	Nº de espiras	Nº de bobinas	Largura bobina
1	15	1	584,2 mm
2	7	1	279,4 mm
3	3	1	127,0 mm

Para aquisição do ciclo térmico do aquecimento, termopares foram fixados na parede externa do tubo ao longo do seu comprimento se estendendo até regiões fora da bobina de aquecimento. A Figura 29 apresenta um esquema de distribuição dos termopares. Para as três configurações de bobina o termopar TC1 ficou situado abaixo e alinhado ao centro da bobina. O TC1 foi indicado como termopar de controle, ele é o determinante para definir a potência utilizada na fonte de aquecimento.

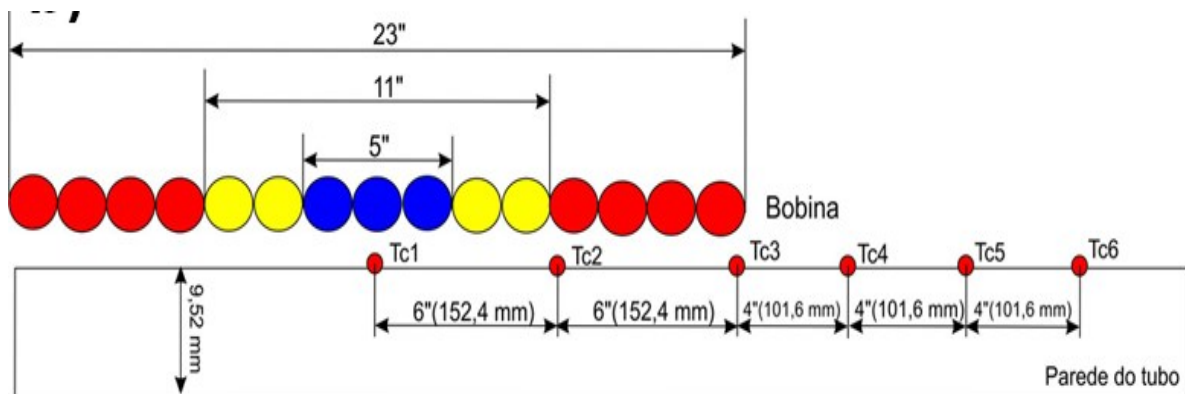


Figura 29 - Primeira configuração de termopares da fase experimental

Além dos termopares, a temperatura em cada configuração de bobina também foi monitorada por imagens termográficas. Para utilizá-la, foi realizada uma etapa de calibração na qual a emissividade do material foi deduzida realizando

comparações com os valores adquiridos pelos termopares. A utilização da termografia possibilita uma visão mais ampla da distribuição das temperaturas.

Uma segunda etapa de aquecimento foi realizada com uma nova configuração de termopares no tubo. Nesta etapa, os termopares foram realocados para medir a temperatura na região exterior às bobinas. Nesta disposição de termopares, o TC1 segue alinhado ao centro da bobina, o segundo termopar (TC2) foi posicionado a 1" (25,4mm) da última espira da bobina. Outros quatro termopares foram acoplados com a mesma distância de 1" entre si. Além disso, foram inseridos três termopares na parte interna da parede do tubo, alinhados aos três primeiros da parte externa. Na Figura 30 é possível observar um esquema que reflete a posição dos termopares utilizados.

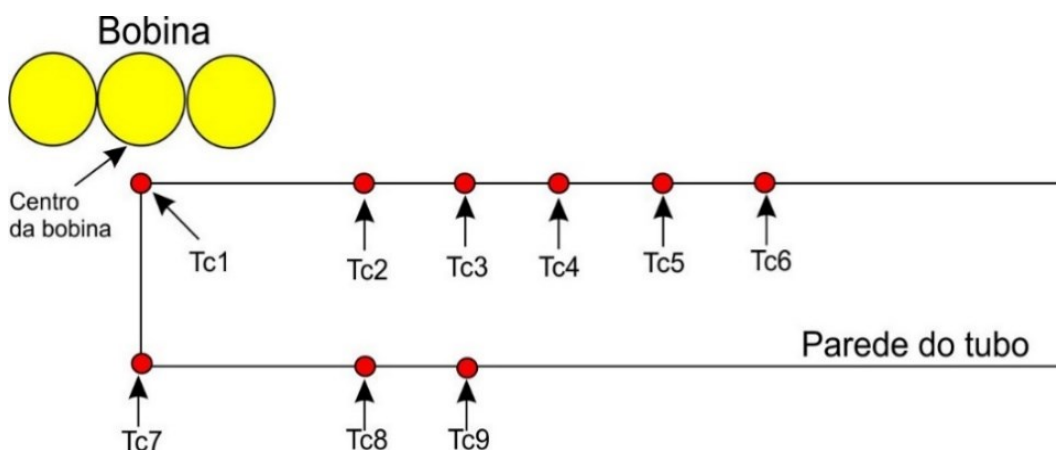


Figura 30 - Segunda configuração de termopares

Nas etapas com as duas configurações de termopares, a temperatura máxima estipulada na fonte de aquecimento foi de 400°C. Este valor foi adotado com base no argumento de que o processo de pré-aquecimento deve evitar gerar modificações prévias na microestrutura da parede do tubo, evitando que ocorra recristalização e recuperação a partir de valores em torno de 500°C.

Na Figura 31 é possível observar lado a lado as 3 configurações de bobina utilizadas. Nesta fase utilizou-se duas camadas de proteção entre o cabo que constitui a bobina e a peça em aquecimento, uma manta posicionada em volta do cabo e a outra em torno do tubo em aquecimento.

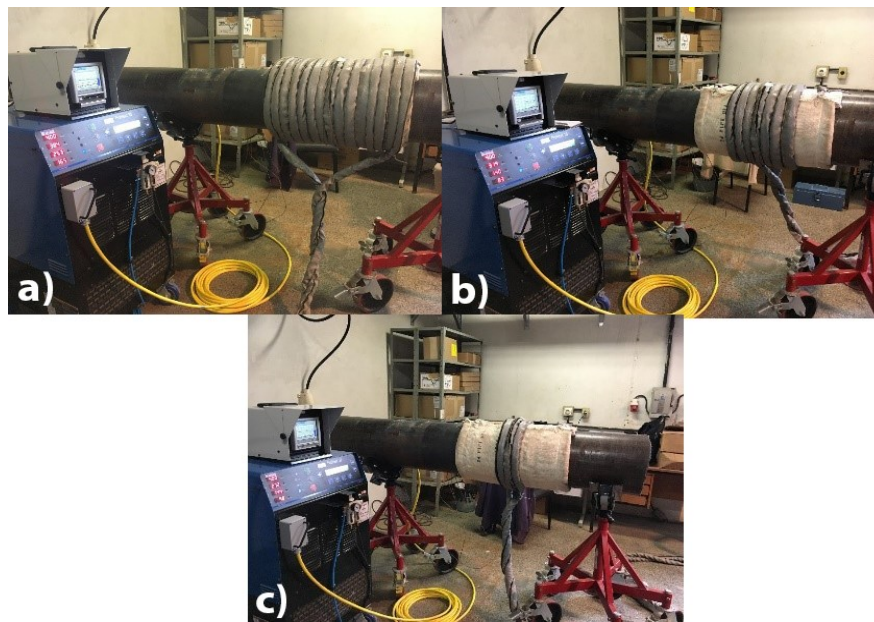


Figura 31 - Configurações de bobinas utilizadas nos ensaios com tubo ausente de escoamento interno.

A parte dos cabos que não compõem a bobina foi entrelaçada com o objetivo de evitar a produção de campo eletromagnético longe da peça em aquecimento, conforme indicação do fabricante, e que pode ser observado na Figura 32. Produzir campo eletromagnético longe da peça de trabalho contribuiria para diminuir a eficiência do arranjo de indução, além do risco de aquecer objetos metálicos próximos acrescentando riscos à operação.



Figura 32 - Cabos entrelaçados fora da bobina



Após os experimentos com o tubo sem escoamento interno, foram incluídas as entradas de fluido no tubo para nova batelada de experimentos, portanto, de uma forma geral a configuração utilizada nesta etapa é semelhante à utilizada anteriormente. Foram mantidos inclusive o modo de operação da fonte de aquecimento. Porém, o arranjo com 15 espiras, que foi utilizado na etapa anterior, foi descartado nesta fase. As razões para a não utilização deste arranjo serão discutidas na seção de resultados.

Quanto às vazões de fluido em escoamento, inicialmente foram selecionados dois patamares, de 50 e 200 l/min, mas ao observar os resultados dos experimentos surgiu o interesse de explorar a vazão máxima de fluido que a bancada era capaz de proporcionar (380 l/min). Sendo assim, a tabela de experimentos para esta etapa ficou como está exposto na Tabela 6.

Tabela 6 - Ensaios realizados na etapa de aquecimento por indução com escoamento

<b>Ensaio</b>	<b>nº de espiras</b>	<b>Vazão de fluido</b>
1	3	50 l/min
2	7	50 l/min
3	3	200 l/min
4	7	200 l/min
5	3	380 l/min
6	7	380 l/min

Os experimentos com vazões de 50 e 200 l/min tiveram duração em torno de 25 minutos. Já os ensaios com 380 l/min, como foram executados após a visualização dos resultados dos experimentos com as demais vazões, tiveram duração de 5 minutos, pois notou-se que era tempo suficiente para a estabilização das temperaturas.

Na Figura 33 está exposta a bancada de experimentos utilizada durante a etapa do tubo com inclusão do fluido, comparando com a Figura 31 é possível notar que uma das camadas de proteção dos cabos que compõem a bobina foi retirada. Essa decisão foi tomada ao notar durante os primeiros ensaios que a proteção

estava em excesso e contribuindo para manter as espiras mais distantes umas das outras.

Como consequência da retirada, a largura das bobinas para cada arranjo diminuiu em relação às configurações dos ensaios anteriores. Os novos valores podem ser observados na Tabela 7 e serão importantes na etapa de simulação para o modelamento correto do experimento.



Figura 33 - Bancada de experimentos para os ensaios com escoamento

Tabela 7 - Largura das bobinas na etapa de aquecimento com escoamento interno

<b>Nº de espiras</b>	<b>Nº de bobinas</b>	<b>Largura bobina</b>
3	1	60 mm
7	1	140 mm

No sistema de aquisição de temperaturas foram mantidas a segunda configuração de termopares utilizada na etapa anterior, como foi exposto na Figura 30. A câmera termográfica também foi mantida com o mesmo objetivo.

### 3.2.2 Simulação do aquecimento por indução

Nesta fase do projeto de pesquisa foram construídos modelos que buscam simular os aquecimentos por indução realizados na etapa anterior, deste modo, as dimensões dos modelos, os parâmetros elétricos e os tempos de aquecimento correspondem aos valores definidos anteriormente. A sequência de modelos segue a lógica dos experimentos realizados, portanto, iniciou-se pelo modelo do aquecimento exclusivamente do tubo e é seguido dos modelos com escoamento. A divisão das simulações em etapas facilitou a validação dos problemas envolvidos no processo separadamente.

Primeiramente, um modelo foi desenvolvido utilizando o módulo de aquecimento por indução disponível no software *COMSOL Multiphysics®*. Este módulo acopla os módulos de transferência de calor em sólidos e de campos magnéticos. Foi construído um modelo utilizando a estratégia 2D axisymmetric, na qual as geometrias dos componentes envolvidos no processo são representadas por uma seção que será revolucionada em torno de um eixo. Desta forma, considera-se que uma seção do tubo represente o comportamento das demais seções radiais que o compõem. A adoção desta estratégia tem como objetivo reduzir o tempo de processamento dos cálculos computacionais.

Na Figura 34 está ilustrada a geometria construída no software de simulação *COMSOL Multiphysics®*, a linha vermelha representa o eixo de revolução, sobre a qual a seção construída foi revolucionada. Estão representados na mesma, além do tubo e da bobina, o ar na vizinhança do tubo. Apesar de não ser a região de interesse para nosso modelo, para reproduzir a indução magnética, é necessário a presença do ar modelado em torno da bobina e da peça aquecida. A bobina utilizada nos experimentos é construída com cabos flexíveis que possuem cobertura de proteção. Embora nos modelos construídos no *COMSOL Multiphysics®* elas foram representadas somente pelo cabo condutor. As partes do cabo condutor que foram enroladas entre si (Figura 32) por não estarem dispostas em torno do tubo foram ignoradas na simulação.

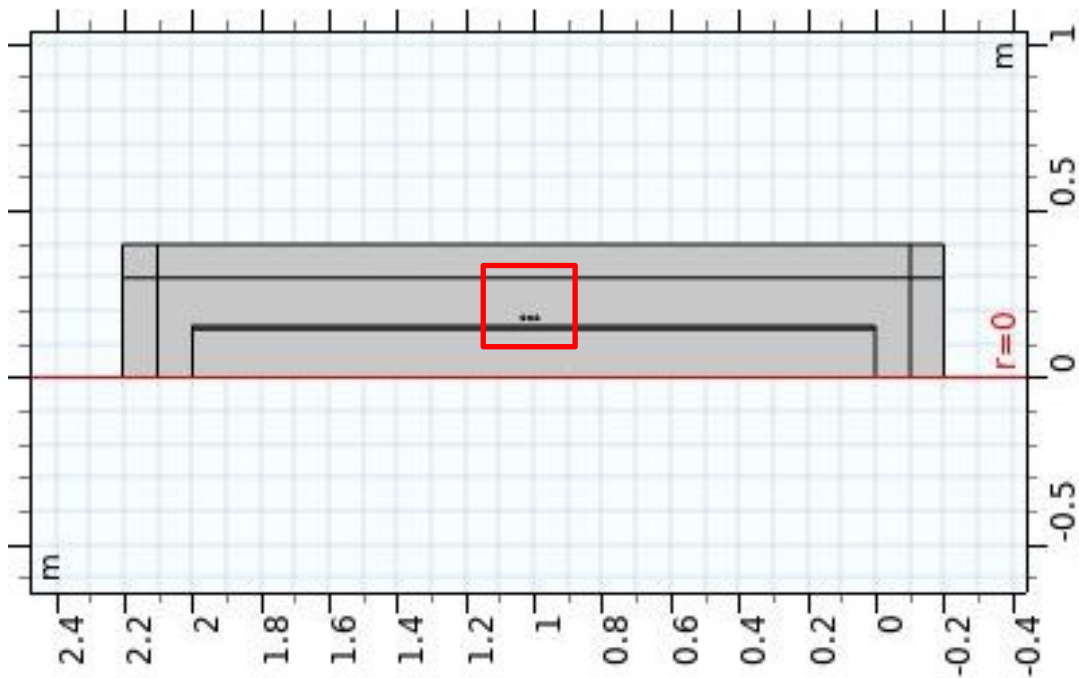


Figura 34 - Modelo 2D axisymmetric construído no software COMSOL Multiphysics® para simulações do tubo ausente de escoamento

Uma visão generalizada do modelo construído no COMSOL exibido na Figura 34 pode de alguma forma dificultar a visualização apropriada dos domínios que o constituem. Em razão disto, na Figura 35 está reproduzida uma vista em detalhe do modelo na região próxima as bobinas, onde se pode observar a parede do tubo, as bobinas condutoras e o ar disposto em torno destes.

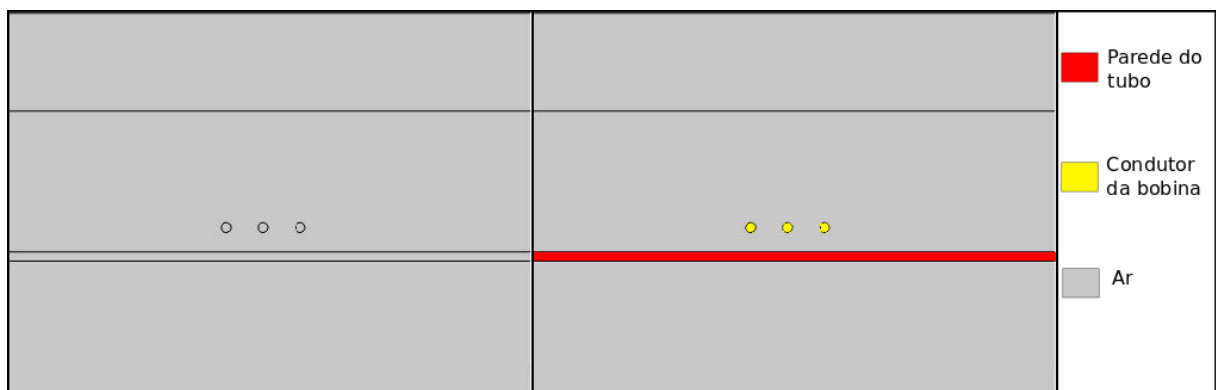


Figura 35 – Vista em detalhe da região próxima da bobina no modelo construído no software COMSOL Multiphysics®.

Como forma de simplificar o modelo alguns elementos da bancada experimental não foram reproduzidos no modelo. Para efeito de comparação, na Figura 36 está exposto um esquema mais completo do que seria a representação do aquecimento do tubo em 2D para revolução, enquanto que na Figura 34 (e também na Figura 35) está exposto o modelo produzido no *software*. Não foram consideradas na simulação a manta que fica por sobre o tubo, a capa de proteção aos cabos da bobina e a parte emborrachada que reveste o cabo. Portanto foram modelados o tubo em aquecimento e a parte de cobre que compõe o cabo de construção da bobina. Apesar disso, o cabo de cobre foi representado no modelo da Figura 34 considerando a distância entre o mesmo e o tubo imposta pelas demais camadas que os separam.

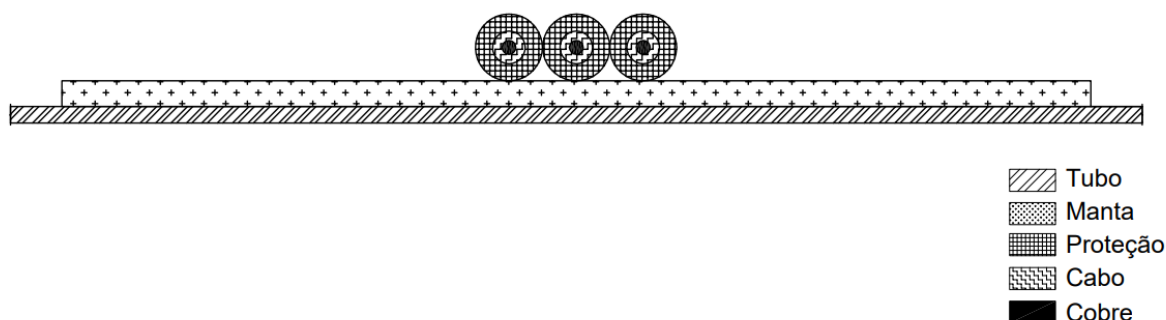


Figura 36 - Esquema de revolução do aquecimento por indução completo

Para a determinação correta das dimensões do condutor presente no cabo flexível do sistema de aquecimento por indução, foi conduzido um ensaio radiográfico onde foi mensurado o diâmetro em torno de 8 mm. Pelo fato de que os experimentos foram realizados com fonte comercial não foi possível ter maiores detalhes geométricos do cabo que se utiliza para construir a bobina, portanto foram ignorados, no modelo, a sua refrigeração.

As condições de contorno utilizadas no módulo de transferência de calor foram de perda de calor por convecção para o ambiente. As perdas de calor para o ar na parte interna do tubo foram negligenciadas, assim como a perda de calor por

radiação na parte externa do tubo, já que a temperatura máxima nos ensaios é de 400°C, pontualmente na região central da bobina. Além disso, a região onde foi registrada a maior temperatura era protegida por uma manta isolante que diminuiu a perda de calor por radiação e o contato direto com o ar, portanto não seria adequado considerar as perdas através destes mecanismos. Os parâmetros de entrada do módulo de campo magnético são os valores de corrente e frequência adquiridos em cada condição experimental que serão expostas na seção de resultados.

As propriedades dos materiais utilizados no modelamento do problema no *COMSOL Multiphysics®*, foram retiradas da biblioteca de propriedades do próprio software e consideradas constantes. Os valores das propriedades utilizadas estão expostas na Tabela 8, com exceção do valor de permeabilidade do aço, que foi alterado para valores mais condizentes com a frequência de operação da fonte durante o aquecimento de acordo com Bowler (2006), que demonstra que para valores de frequência em torno de 10 kHz a permeabilidade magnética não se altera com o aumento da corrente, como se pode ver na Figura 37.

Tabela 8 - Propriedades dos materiais utilizados nas simulações

	Cond. elétrica(S/m)	Permeabilidade	CP (J/kg*K)	Cond. térmica(W/m.K)	Densidade(kg/m³)
Aço	4,03E+06	150	475	52	7850
Cobre	6,00E+07	1	385	400	8940

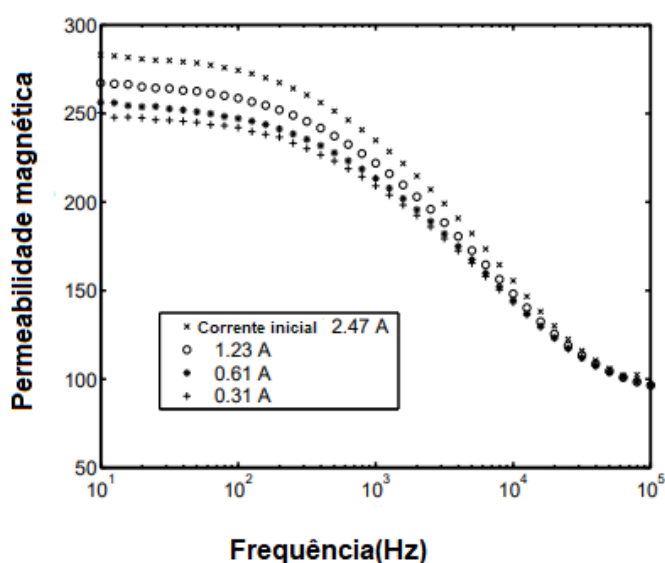


Figura 37 - Permeabilidade magnética em função da frequência(Hz)

Fonte: Adaptado de Bowler (2006)

A premissa de que o calor específico e a condutividade térmica se mantêm constante durante o processo de aquecimento por indução, para os valores de temperatura máxima envolvidas nestas simulações, podem ser considerados razoáveis, uma vez que estes valores pouco variam no entorno de temperatura a 400°C, como se pode observar na Figura 38. Por outro lado, a condutividade elétrica é mais sensível a alteração de temperatura, portanto serão discutidos nos resultados a repercussão de considerá-la constante durante as simulações.

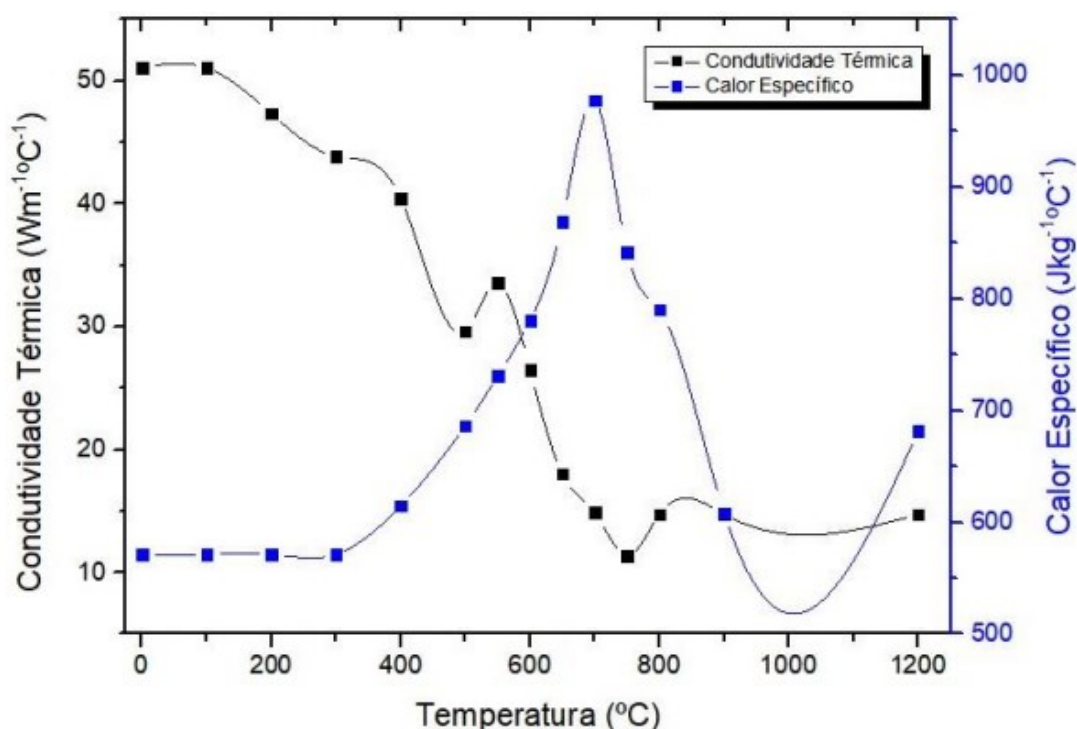


Figura 38 - Propriedades termofísicas do aço API 5L-X80 em função da temperatura

Fonte: Adaptado de Antonino et al (2014)

Após produzir os valores simulados foi realizada uma etapa de validação desses resultados ao compará-los aos resultados obtidos experimentalmente, acompanhada de uma metodologia de validação da malha utilizada. Na Figura 39 está exposto o fluxograma da metodologia da etapa de validação para uso da malha adequada para cada modelo executado. A malha foi construída de acordo com as premissas observadas na literatura, enquanto na etapa de validação foi executada para o modelo de 3 espiras e a malha foi estendida para os demais arranjos.

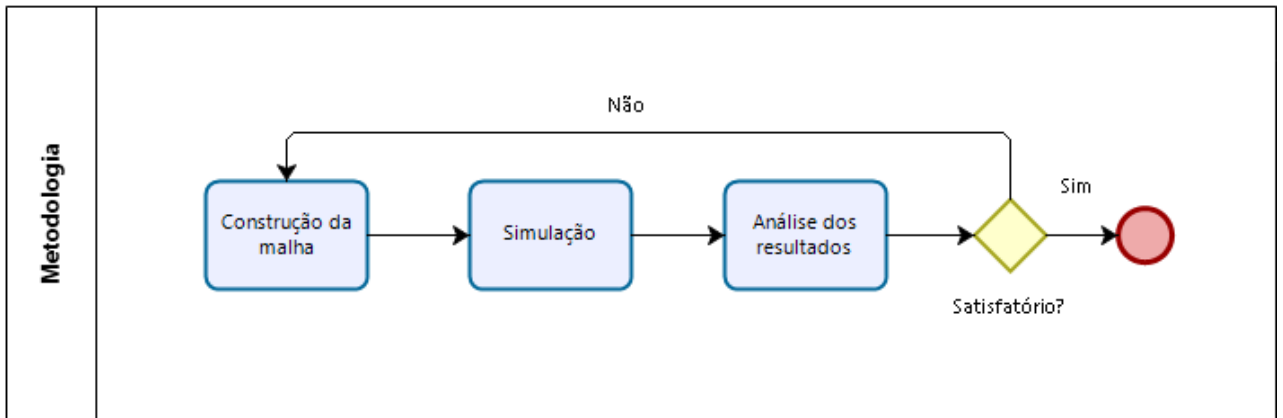


Figura 39 - Fluxograma de validação da malha utilizada

A malha foi construída com elementos tetraédricos e pode ser visualizada na Figura 40. Nesta há a presença de elementos com dimensões maiores em torno dos elementos mais refinados, essa região representa o ar em torno do tubo em aquecimento e das bobinas e a adoção de elementos maiores é mais uma estratégia de diminuição do custo computacional. O número de *degrees of freedom* (DOF) e número de elementos da malha variaram de acordo com a quantidade de espiras do arranjo e estão listados na Tabela 9.

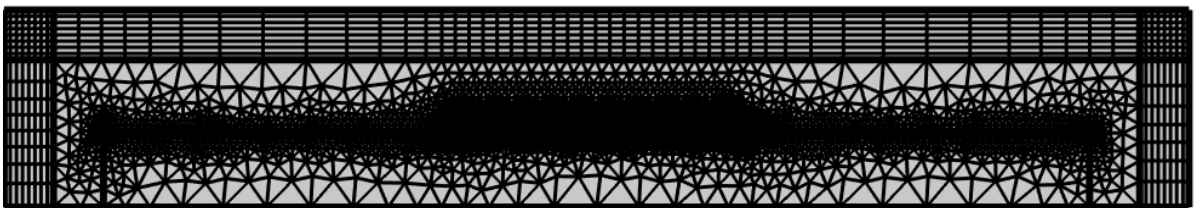


Figura 40 - Malha produzida para as simulações de aquecimento por indução

Tabela 9 - Características da malha e do problema da simulação de aquecimento por indução

Nº de espiras	DOF	Nº de elementos
3	$0,7 \times 10^5$	19193
7	$1,03 \times 10^5$	30803
15	$1,64 \times 10^5$	53196



### 3.2.3 Simulação do aquecimento por indução com escoamento

O segundo modelo construído visou reproduzir os experimentos executados com a presença de fluido no tubo. As consequências da utilização da estratégia *2D axisymmetric* serão discutidas posteriormente nos resultados, mas é possível adiantar, que ao observar os resultados obtidos na fase experimental, notou-se que este modelamento não seria capaz de reproduzir a distribuição de temperatura presente no problema de aquecimento por indução com escoamento interno de fluido. Pensando nisto, para esta fase de simulações foi construído um modelo em 3D que pode ser visualizado na Figura 41.

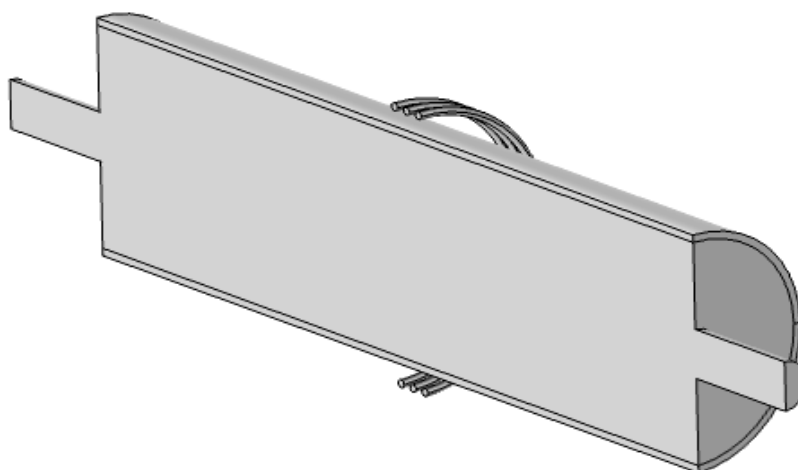


Figura 41 - Modelo do tubo em aquecimento com escoamento interno em 3D

Foi utilizada a estratégia de interpretar a geometria como simétrica como forma de reduzir o custo computacional do modelo. Estão representados na Figura 41, o tubo em aquecimento, o fluido em escoamento, a bobina disposta em torno do tubo e os tubos de entrada do circuito hidráulico associado ao mesmo. Ao comparar o modelo da Figura 41 à configuração da bancada exposta na Figura 33 é possível perceber que o modelo não representa de forma completa o circuito hidráulico utilizado durante os experimentos. Esta decisão foi tomada com intuito de simplificar o modelo e reduzir o custo computacional.

Ainda sobre o modelo construído em 3D, a exemplo do modelo em 2D, o ar em torno da peça também teve de ser modelado, mas não está exibido na Figura 41 para facilitar a visualização do restante do modelo. No que tange as condições de contorno acerca do problema térmico, foram mantidas as condições utilizadas na fase anterior, com a adição da perda de calor na parte interna do tubo proporcionada pelo escoamento de fluido.

Outra estratégia adotada como forma de reduzir o custo computacional da simulação foi manter a solução do problema da fonte de calor proporcionada pelo aquecimento por indução no modelo *2D axisymmetric* e integrá-la ao modelo em 3D onde há a presença do escoamento na parte interna do fluido. Isto foi considerado razoável já que na fase de aquecimento por indução considerou-se que as propriedades do aço se mantiveram constantes durante o aquecimento. Como os valores de temperatura alcançados nos experimentos com a inclusão do escoamento foram menores do que as encontradas na outra fase de experimentos esta consideração é ainda menos prejudicial aos resultados neste caso.

Para as simulações desta fase foi incluído o módulo de fluido não isotérmico que acopla os módulos de transferência de calor e de escoamento. A seleção do módulo de escoamento a ser utilizado foi realizada após a avaliação do escoamento presente nos experimentos utilizando-se de números adimensionais. Para todas as situações de experimentos os escoamentos foram caracterizados como turbulentos e o modelo de turbulência selecionado foi o  $k-\epsilon$ .

O modelo de turbulência  $k-\epsilon$  foi selecionado por conta da sua ampla difusão e facilidade de convergência dos problemas de escoamento. Segundo COMSOL (2018) o  $k-\epsilon$  é o modelo de turbulência dos mais utilizados para aplicações industriais e leva este nome por avaliar duas variáveis de transporte, a energia cinética turbulenta  $k$  e a taxa de dissipação de turbulência  $\epsilon$ .

A malha utilizada nesta etapa foi construída com elementos tetraédricos e após otimização da malha e análise da convergência, a malha utilizada foi composta por 1426983 elementos e  $9,02 \times 10^6$  DOF.

A fim de traçar um paralelo entre as simulações e os experimentos realizados em laboratório com a situações em campo de soldagem *in-service*, foram

realizadas simulações de aquecimento por indução sobre tubulação considerando que o fluido em escoamento era *engine oil* que está na biblioteca de fluidos do software. O modelo utilizado está exposto na Figura 42 e é bastante similar ao da Figura 41, retiradas as entradas de fluido.



Figura 42 - Modelo do tubo em aquecimento com escoamento interno em campo

Considerando uma seção de duto na linha a ser reparada, o escoamento foi considerado como completamente desenvolvido, a vazão de fluido utilizada foi de 4884 l/min que promovem uma velocidade linear de escoamento de 1,27 m/s, idêntica à maior encontrada em campo nos aquecimentos realizados por Yunovich e Thompson (2005). Utilizar velocidade de escoamento idêntica à relatada pela literatura em testes em campo, é uma forma de observar o comportamento do modelo em situações mais realistas possíveis de soldagem *in-service*. No entanto o fluido presente no escoamento durante o trabalho de Yunovich e Thompson (2005) foi o *crude oil*, que não foi utilizado nesta etapa do trabalho durante as simulações, pois não estava disponível na biblioteca de fluidos do *COMSOL*.

Do ponto de vista da simulação além das alterações do modelo, foi necessário incluir uma lógica que considerasse o fluido em desenvolvimento levando em conta que a maioria dos reparos são executados longe da região de entrada do fluido.

A malha utilizada para o modelo que replica a situação de campo foi construída com elementos tetraédricos e foi composta por 368366 elementos e  $3,01 \times 10^6$  DOF.

## 4 RESULTADOS

### 4.1 EXPERIMENTOS DE AQUECIMENTO POR INDUÇÃO UTILIZANDO FONTE COMERCIAL

#### 4.1.1 Ensaios experimentais com tubo ausente de escoamento interno

Os ensaios de aquecimento por indução com o tubo ausente de escoamento interno foram realizados com sucesso, onde as três configurações utilizadas foram capazes de aquecer o tubo até a temperatura de meta, sem maiores dificuldades, em um período de no máximo 7 minutos. Da Figura 43 à Figura 45 estão expostos os valores de temperaturas levantados em cada experimento com a primeira configuração de termopares utilizada. Em todas as configurações o TC1 registrou uma temperatura máxima e se manteve nesta durante o restante do ensaio, isto deve-se ao modo de operação da fonte que adapta sua potência para que a peça seja mantida na temperatura selecionada pelo usuário.

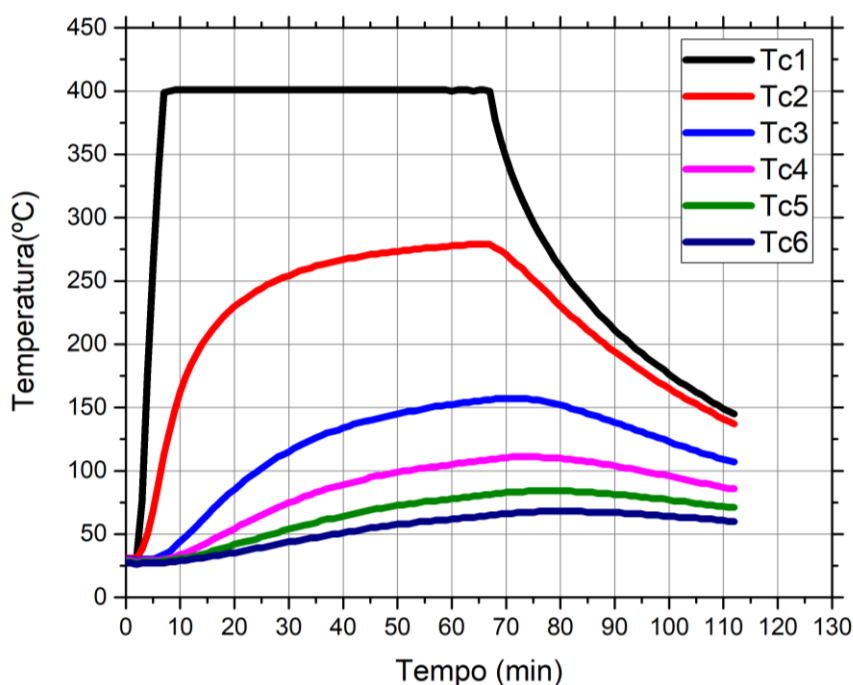


Figura 43 - Gráfico de aquecimento para a bobina composta de 3 espiras

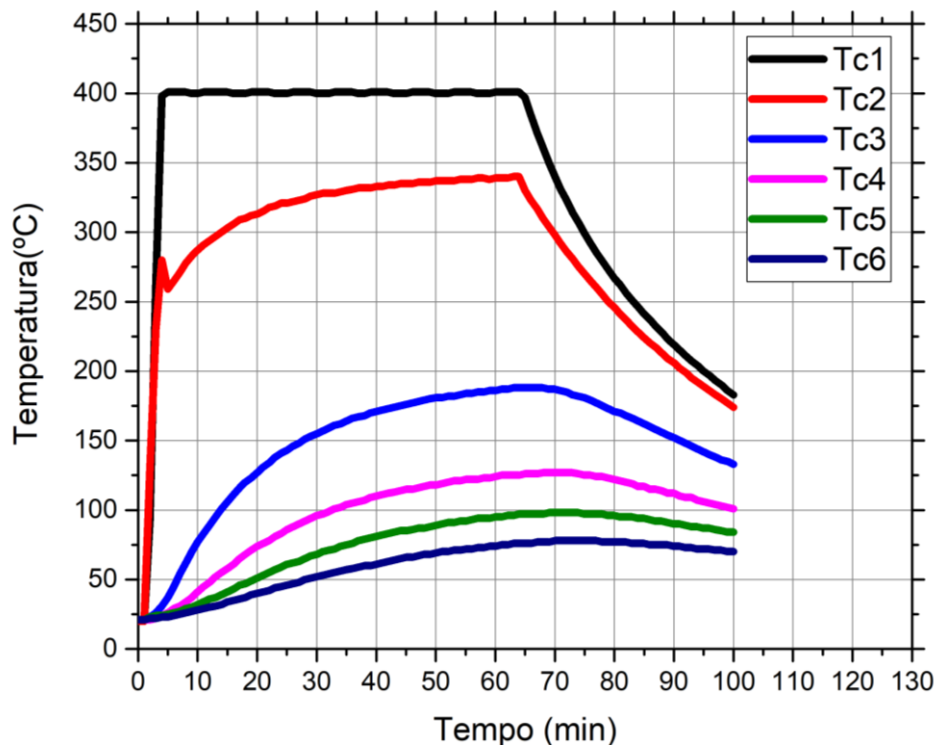


Figura 44 - Gráfico de aquecimento para a bobina composta de 7 espiras

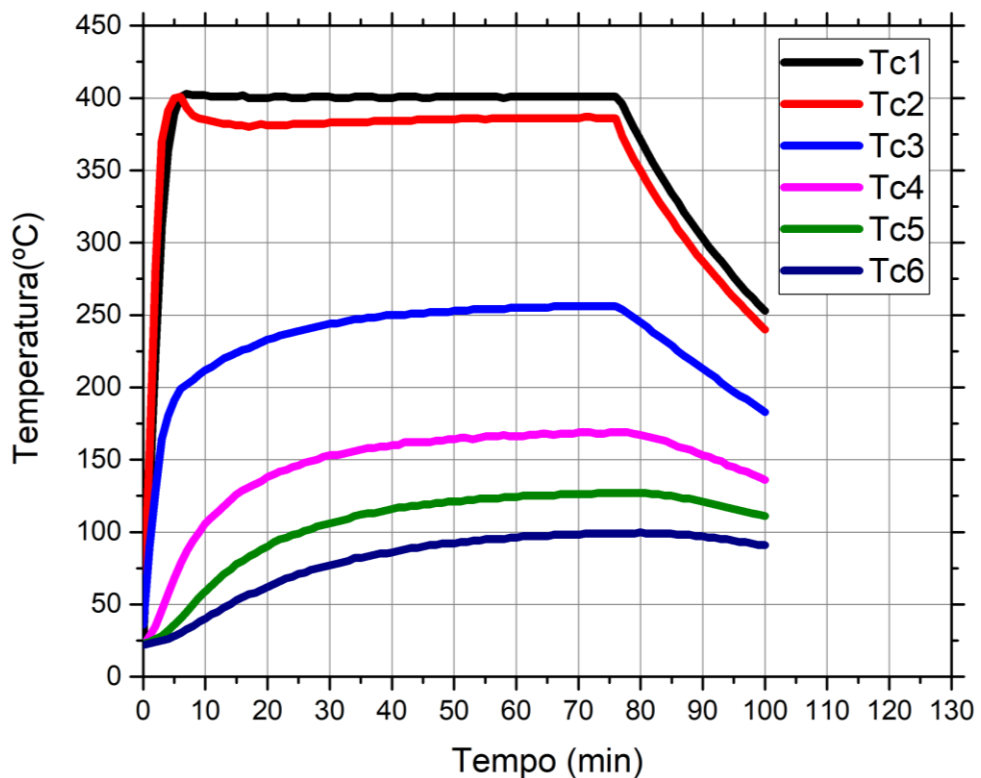


Figura 45 - Gráfico de aquecimento para a bobina composta de 15 espiras

Observando ainda as figuras 43,44 e 45 é possível notar que a partir do segundo termopar as temperaturas alcançadas foram mais elevadas para as

bobinas com maior número de espiras. De fato, para um mesmo tipo de condutor um número maior de espiras resulta em uma bobina com maior impedância que por sua vez resulta em uma maior potência imposta sobre a peça em aquecimento como se pode interpretar através da Equação (21). Por outro lado, o aumento do número de espiras resulta em uma bobina mais larga. Este aumento na largura da bobina proporciona uma maior distribuição da potência gerada em regiões fora do local de interesse, e ainda diminui a área útil de soldagem no tubo em aquecimento, uma vez que a bobina está disposta sobre o mesmo.

Os valores de temperatura do TC2 e do TC3 são mais elevados no arranjo de 15 espiras do que os alcançados no de 7 espiras que por sua vez também foram maiores do que os adquiridos no arranjo com 3 espiras. Mas, observando a Figura 29 é possível notar que o TC3 e o TC2 estão abaixo da bobina no arranjo de 15 espiras e no de 7 espiras somente o TC2 estaria, logo não seria possível aplicar um processo de soldagem nesta região.

Pensando em observar as temperaturas nas regiões adjacentes à bobina de aquecimento, como forma de esclarecer as questões levantadas no parágrafo anterior, é que foi utilizado uma nova configuração de termopares que está exibida na Figura 30. Na Tabela 10 é possível observar os valores de temperaturas alcançadas após o ensaio entrar em regime com a razoável estabilização das temperaturas adquiridas.

Tabela 10 - Temperaturas(°C) adquiridas para a segunda configuração de termopares ao alcançar as temperaturas de regime

<b>Nºespiras</b>	<b>TC1 (°C)</b>	<b>TC2 (°C)</b>	<b>TC3 (°C)</b>	<b>TC4 (°C)</b>	<b>TC5 (°C)</b>	<b>TC6 (°C)</b>	<b>TC7 (°C)</b>	<b>TC8 (°C)</b>	<b>TC9 (°C)</b>
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

Como esperado, as temperaturas na região vizinha às bobinas são maiores para os arranjos de menos espiras e, portanto, esses seriam os mais recomendados para operações de soldagem assistidas com aquecimento por indução. Essas

questões motivaram o descarte do arranjo de 15 espiras para os experimentos onde foi incluído o escoamento interno de fluido.

Foram observados os parâmetros elétricos utilizando-se do sistema exposto na Figura 28. As tabelas 10 e 11 descrevem o comportamento elétrico de duas fases diferentes de aquecimento. Como esclarecido na descrição do sistema de indução, a fonte quando opera em modo *pre heat* mantém a máxima potência antes da peça alcançar a temperatura de meta e após isso busca manter a potência em patamares mais baixos visando à manutenção desta temperatura. A fase de máxima potência e de manutenção da temperatura foram nomeadas, respectivamente, como subida e *soak*. Especificamente na Tabela 11 estão expostos os valores de corrente, tensão e frequência para cada arranjo de bobina durante a etapa de subida, enquanto os mesmos parâmetros para etapa de *SOAK* estão expostos na Tabela 12.

Tabela 11 - Parâmetros adquiridos no osciloscópio durante a etapa de subida.

<b>Nº espiras</b>	<b>Potência (kW)</b>	<b>Frequência (kHz)</b>	<b>Corrente RMS (A)</b>	<b>Tensão RMS (V)</b>
15	35,4	10,4	192	525
7	35,4	13,7	263	568
3	15,6	16,8	350	559

Tabela 12 - Parâmetros adquiridos no osciloscópio durante a etapa de *SOAK TIME*

<b>Nº espiras</b>	<b>Potência (kW)</b>	<b>Frequência (kHz)</b>	<b>Corrente RMS (A)</b>	<b>Tensão (V)</b>
15	3,0	8,1	49	145
7	3,6	11,9	65	157
3	6,0	16,4	123	289

O primeiro fato a ser notado é que a fonte molda seus parâmetros elétricos como reflexo da bobina para que ocorra o fornecimento da máxima potência de

aquecimento. Portanto os valores de patamares de corrente, tensão e frequência mudaram para cada arranjo utilizado.

Sendo assim, na Tabela 11 é possível perceber que a medida que se diminuem o número de espiras, o valor da corrente se eleva como forma de manter o mesmo valor de potência, isto se justifica pela queda da impedância do sistema provocado pela queda dos termos da  $R_{bobina}$  e  $X_{bobina}$  presentes na Equação (20). Deixando claro que o valor de potência expresso nesta tabela é a exibida pela fonte, portanto trata-se da fornecida para o sistema e não exatamente a transferida para a peça, apesar de que uma é consequência da outra.

Ainda na Tabela 11, é possível perceber que o arranjo de 3 espiras se manteve em um patamar menor de potência, isto deve-se ao fato de que a fonte possui uma limitação de corrente. Para a impedância produzida neste arranjo este valor de corrente não é suficiente para entregar a potência máxima da fonte.

Cabe discutir que estes resultados são o contra-argumento das conclusões retiradas da Tabela 10. Se por um lado os arranjos com menos espiras foram capazes de prover as maiores temperaturas na região útil para a soldagem, por outro lado, esses mesmos arranjos não são capazes de prover os maiores valores de potência. Para o aquecimento do tubo ausente de escoamento interno isto não parece ser um problema, mas para as condições com fluido onde há uma maior inercia térmica isso pode se tornar um problema.

Aqui cabe destacar que os parâmetros elétricos foram indicados nas tabelas em função do número de espiras, mas estes se referem especificamente à operação para o tubo em questão, pois tubos com outras dimensões tanto alteraria o diâmetro da bobina que causaria mudanças no termo  $R_{peças}$  presentes na Equação (20).

Os parâmetros elétricos adquiridos nesta fase serão utilizados para alimentar os modelos de simulação desenvolvidos nas próximas etapas, onde serão recuperadas as discussões iniciadas aqui.

#### **4.1.2 Ensaios experimentais com escoamento interno**

Da Figura 46 à Figura 49 estão expostos os valores de temperatura obtidos nos ensaios de aquecimento com a presença do fluido. É possível notar que o arranjo de 7 espiras com vazão de 50 l/min se destacou quanto a temperatura



registrada no termopar de controle. De fato, esta condição se trata da que possui a menor vazão de fluido combinado à maior potência imposta à peça, porém, analisando os quatros experimentos, é possível notar um certo padrão: a diferença de temperatura entre o ensaio com 50 e 200 l/min, portanto, causada pelo aumento da vazão, para o arranjo de 7 espiras foi muito mais pronunciada do que a mesma para o arranjo de 3 espiras.

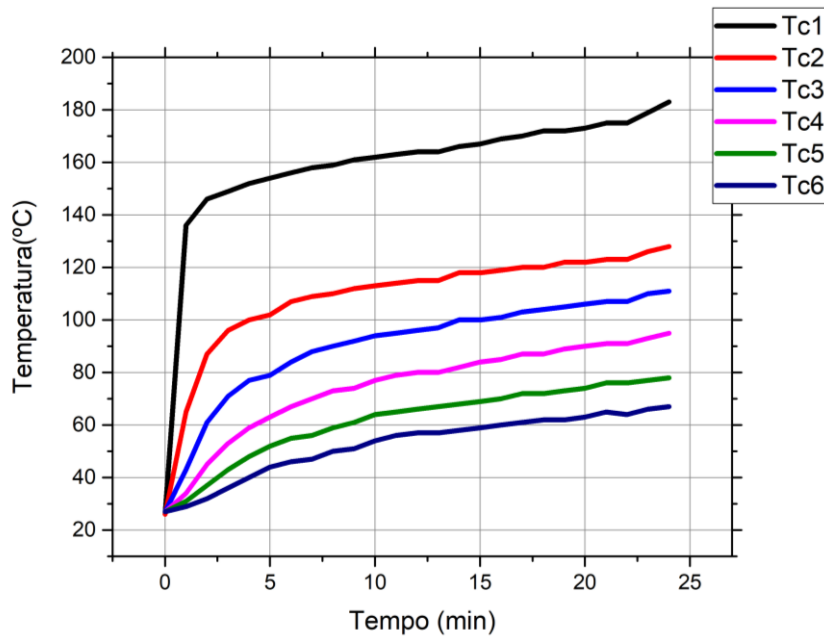


Figura 46 - Temperatura para o arranjo de 3 espiras com vazão de 50 l/min

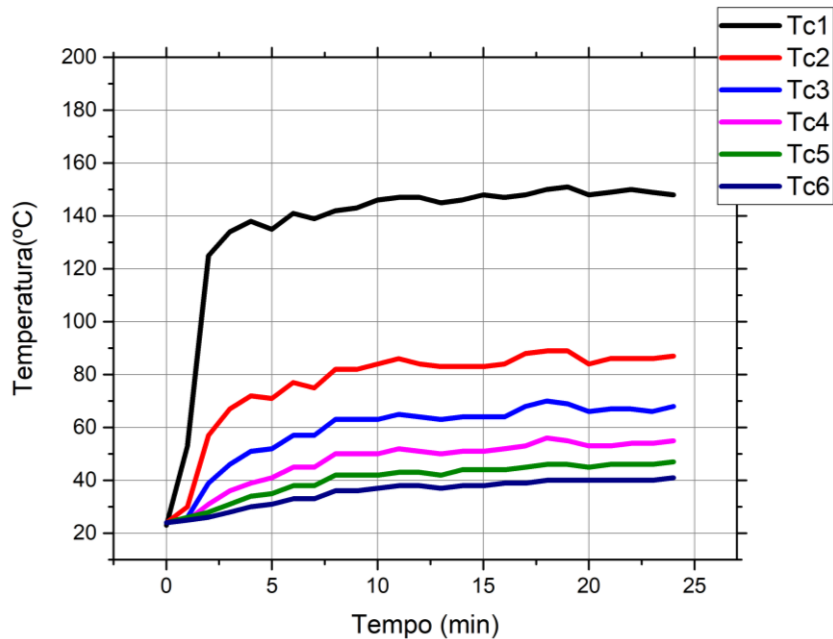


Figura 47 - Temperatura para o arranjo de 3 espiras com vazão de 200 l/min

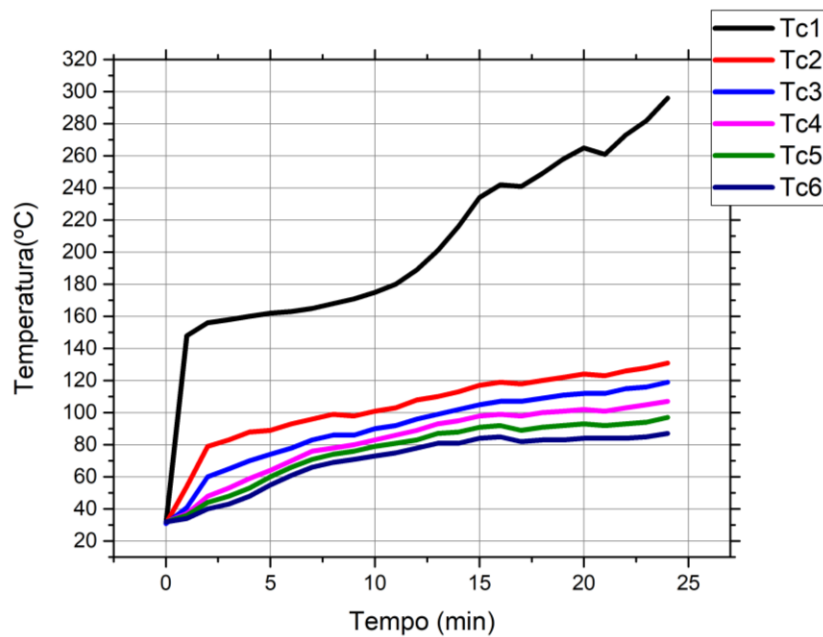


Figura 48 - Temperatura para o arranjo de 7 espiras com vazão de 50 l/min

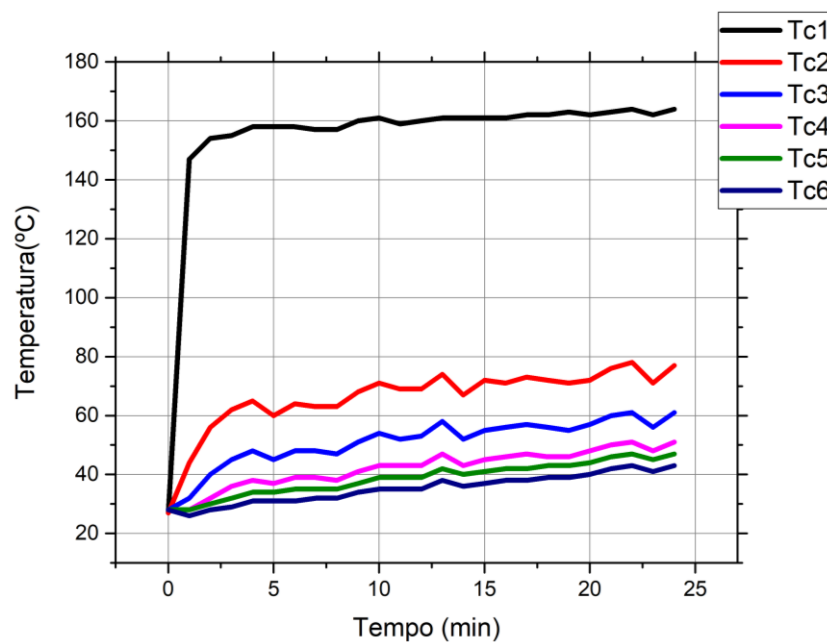


Figura 49 - Temperatura para o arranjo de 7 espiras com vazão de 200 l/min

Os valores expostos nas figuras 46,47,48 e 49 representam os valores que foram adquiridos pelos termopares, logo, são o registro de uma temperatura pontual, neste caso na posição de 10h do tubo em aquecimento. Para uma visão mais ampla do fluxo de calor foram produzidas imagens termográficas do tubo em aquecimento que estão expostas na Figura 50. Nelas é possível observar que o aquecimento

produzido nestes experimentos não foi homogêneo no sentido circunferencial do tubo e há a presença de um *hotspot* em sua parte superior.

Nos quadros exibidos na Figura 50 o *hotspot* está posicionado do lado direito da bobina e indução, o que pode dar a falsa impressão de que ele tenha ocorrido somente naquele local. Na verdade a sua não aparição nos quadros do lado oposto, em relação a bobina, se dá pelo fato de que a manta utilizada para proteger o cabo que compõe a bobina de indução recobre o tubo nesta área como se pode ver na Figura 33 e assim impede o registro da temperatura através da imagem termográfica. De todo modo, nada indica que não haveria a formação de *hotspot* do lado contrário

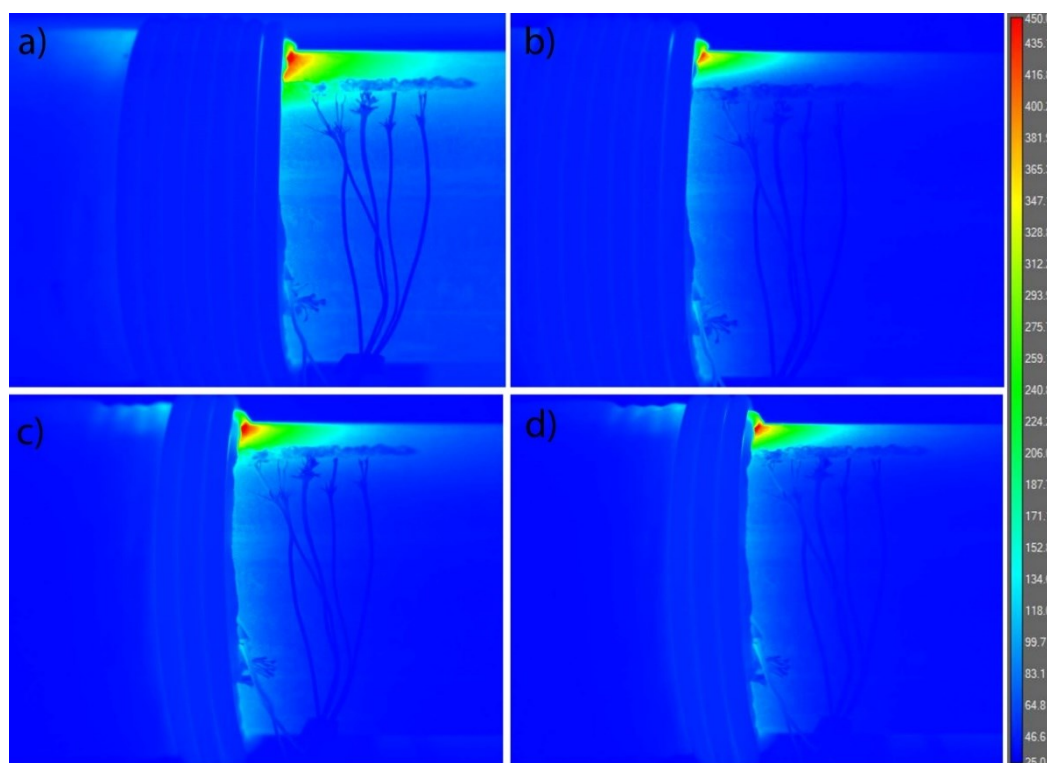


Figura 50 - Termografias dos ensaios com fluxo em diferentes vazões. a) 7 espiras e 50 l/min; b) 7 espiras e 200 l/min; c) 3 espiras e 50 l/min; d) 3 espiras e 200 l/min

Portanto, o valor em torno de 300°C apresentado na Figura 48 não indica adequadamente que o arranjo de 7 espiras, combinado à vazão de 50 l/min proporciona os maiores valores de temperatura no tubo em aquecimento. Partindo do fato de que durante as etapas de aquecimento por indução apenas do tubo, o sistema foi capaz de promover um aquecimento mais uniforme da tubulação, o mais

provável é que a *hotspot* posicionado na parte superior do tubo tenha sido causado pelo escoamento de fluido.

O depósito de fluido quente na parte superior é característico da troca de calor por convecção natural, onde o fluido mais quente tem menor densidade e tende a flutuar em direção a parte superior da coluna de fluido. Outro fator característico deste tipo de troca de calor, presente no experimento, é o fato de que o aumento da perda de calor para o fluido foi pouco significativo mesmo quando a vazão de fluido foi quadruplicada. Isto demonstra que a convecção forçada provavelmente representa uma ínfima parte da quantidade de calor transferida para o fluido.

Outro fator que pode contribuir para o surgimento da ilha de calor é a presença de vapor de água, que ao se concentrar na parte superior do fluido diminuiria a troca de calor da parede do tubo o que a tornaria capaz de alcançar temperaturas mais altas. De todo modo, esses dois fenômenos não são excludentes e, pelo contrário, podem ser consequentes e complementares.

Yunovich e Thompson (2005) ao realizarem ensaios de aquecimento por indução em um tubo com diâmetro de 508 mm e 9,53 mm de espessura de parede, com escoamento interno de água com vazão de 37 l/min também relatou que foram registradas diferenças de temperaturas em lados opostos do tubo em aquecimento. Onde o termopar disposto na parte superior do tubo apresentou temperatura em torno de 100°C, o termopar da parte inferior registrou 60°C. Apesar disso, os autores não relatam a existência de uma ilha de calor. É provável que não se tenha notado a ocorrência desse fenômeno pelo fato de que as temperaturas foram monitoradas apenas por termopares, nota-se que há um grande benefício do uso da técnica de termografia.

Por conta da presença do *hotspot*, durante os ensaios de aquecimento por indução, surgiu o interesse de explorar a máxima capacidade de vazão da bancada de experimentos e sua relação com esse fenômeno. Por conta disto foram realizados experimentos de aquecimento com a vazão de 380 l/min e as temperaturas aquisitadas estão expostas na Figura 51 e na Figura 52.

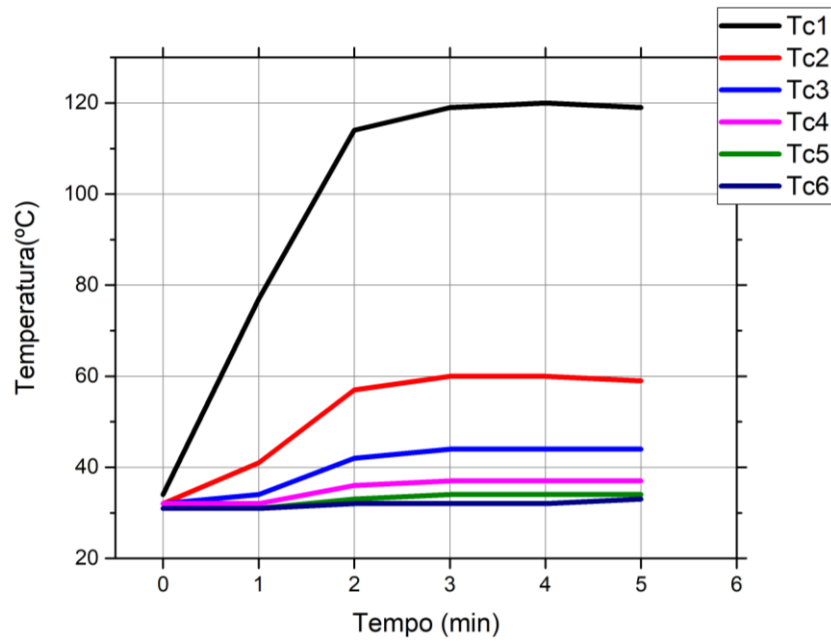


Figura 51 - Temperatura para o arranjo de 3 espiras com vazão de 380 l/min

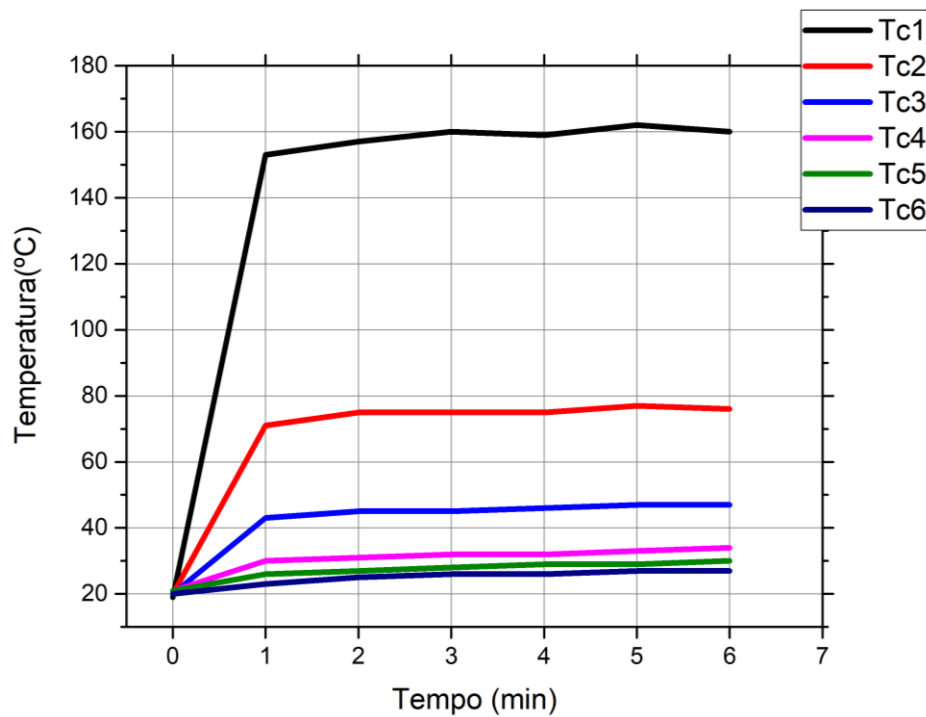


Figura 52 - Temperatura para o arranjo de 7 espiras com vazão de 380 l/min

Como esperado o aumento da vazão de água proporcionou, de um modo geral, uma queda nos valores de temperatura adquiridos pelos termopares, porém a motivação de explorar a vazão máxima permitida pela bancada era observar o

comportamento em relação ao *hotspot*. Para isto estão expostas na Figura 53 as termografias executadas para essa vazão com os dois arranjos de bobinas.

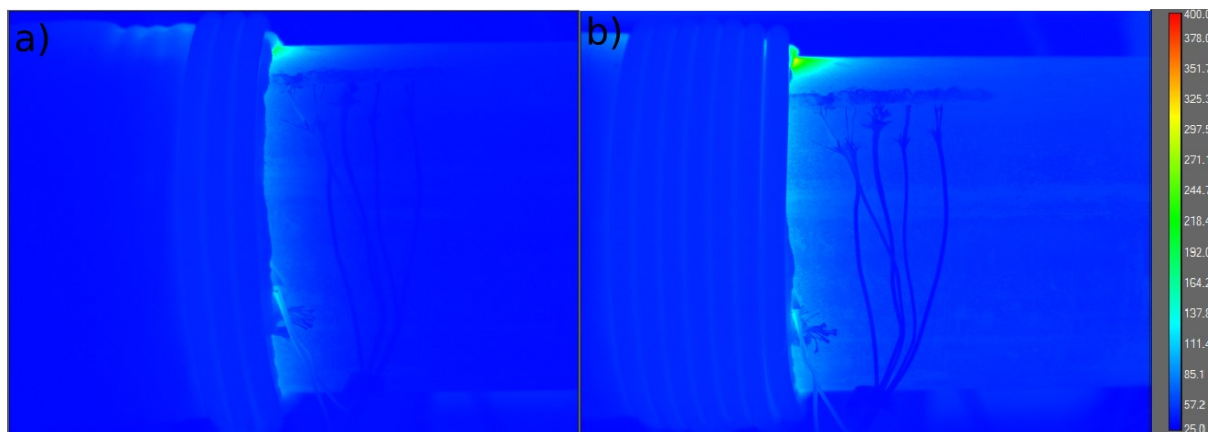


Figura 53 - Termografias dos ensaios com vazão de 380 l/min. ( a) 3 espiras, b) 7 espiras)

É possível notar que o fenômeno de *hotspot* não chega a desaparecer nesta vazão de fluido, porém assume valores de temperatura bem menores, além da sua extensão em si. Por este resultado é possível conjecturar que a evolução da vazão chegaria a um ponto onde este fenômeno não ocorreria, mas avaliando esta bancada em específico, esta não possui condições de evitar a formação de *hotspot*.

Em prol de discutir as questões ligadas ao escoamento nos ensaios de bancada de qualificação de soldagem *in-service*, buscou-se caracterizar o escoamento como forma de avaliar a troca de calor por convecção presente no experimento. Primeiramente foram calculados os números de Reynolds de acordo com a Equação (1), e seus valores estão expostos na Tabela 13. Como durante o experimento buscou-se manter a temperatura do fluido na entrada entre 20 e 25°C, foram utilizadas, para os cálculos, os valores das propriedades da água para a temperatura de 22°C.

Tabela 13 - Número de Reynolds para as vazões utilizadas no experimento

Vazão(l/min)	Re
50	3864
200	15457
380	29368

A primeira vista, ao analisar os valores expostos na Tabela 13 pode-se afirmar que o escoamento é turbulento do ponto de vista da convecção forçada, porém ao observar a distribuição de temperaturas se conjecturou que a troca de calor é dominada pela convecção natural.

Pensando nisto, os escoamentos foram avaliados por meio do critério  $Gr/Re^2$ , para as situações onde  $Gr/Re^2 \gg 1$  a convecção é predominantemente natural, já para  $Gr/Re^2 \ll 1$  predomina os efeitos da convecção forçada e para valores de  $Gr/Re^2 \sim 1$  os tipos de convecção são combinados. Portanto da Figura 54 à Figura 56 estão expostos os valores do número de  $Gr/Re^2$  para as vazões utilizadas nos experimentos.

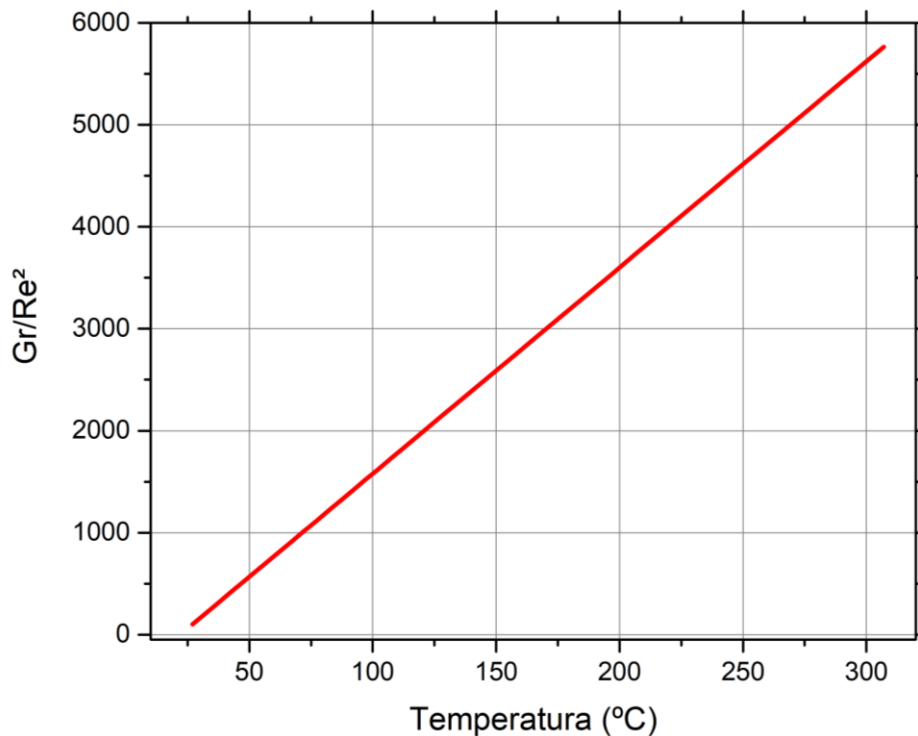


Figura 54 -  $Gr/Re^2$  para a vazão de 50 l/min em função da temperatura

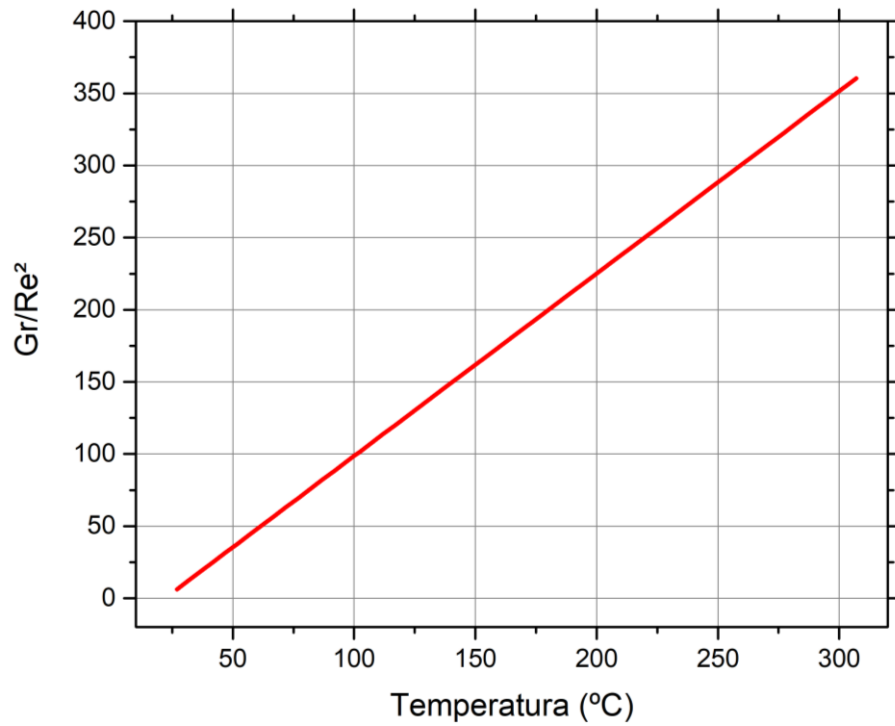


Figura 55 - Gr/Re<sup>2</sup> para a vazão de 200 l/min em função da temperatura

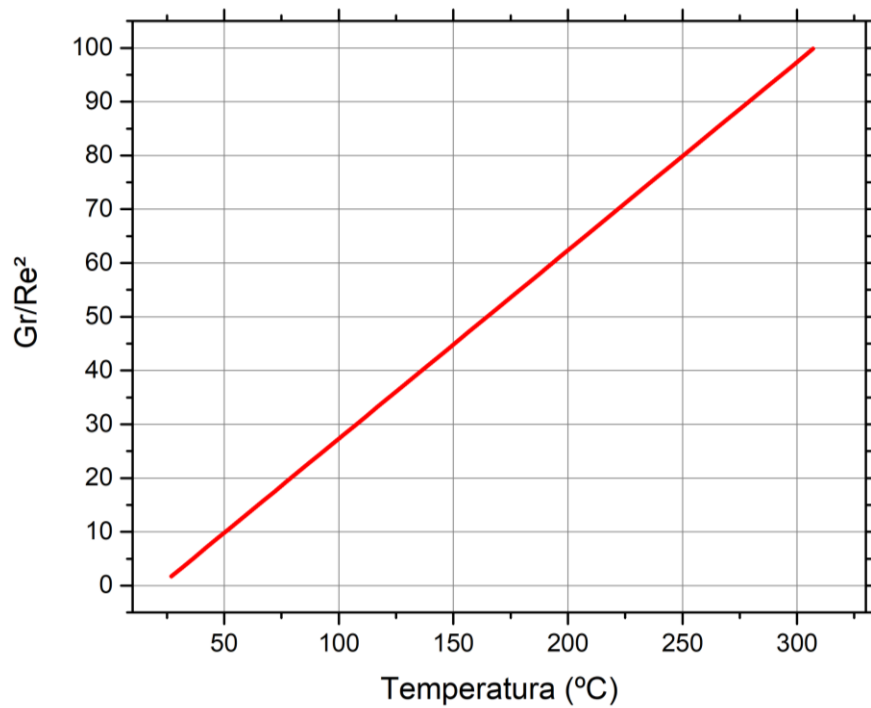


Figura 56 - Gr/Re<sup>2</sup> para a vazão de 380 l/min em função da temperatura



A temperatura apresentada no eixo x dos gráficos é referente a temperatura da parede interna do tubo que interage com o fluido já que o número de Gr é dependente deste valor de acordo com a Equação (8). Foram considerados valores até a casa de 300°C que foi a temperatura máxima registrada nestes ensaios, apesar de que esta foi alcançada apenas no ensaio de 7 espiras com 50 l/min de vazão e na superfície externa do tubo.

É possível notar que, para o escoamento utilizado na bancada de experimentos, a convecção é predominantemente natural. Veja que mesmo para a vazão máxima disponível na bancada (380 l/min), os valores permaneceram acima de 1, logo, nesta bancada não seria possível utilizar vazões suficientemente altas para que houvesse predominância da convecção forçada. Estes resultados indicam que a troca de calor ocorre realmente por convecção natural.

Assumindo que a convecção é predominantemente natural torna-se possível avaliar se o escoamento é turbulento ou não. Para este tipo de convecção isto é avaliado com base no número de Ra (Equação (9)), onde o fluxo será considerado turbulento para valores de  $Ra > 10^9$ . Na Figura 57 estão expostos os valores de Ra calculados para o escoamento em questão em relação à temperatura do tubo.

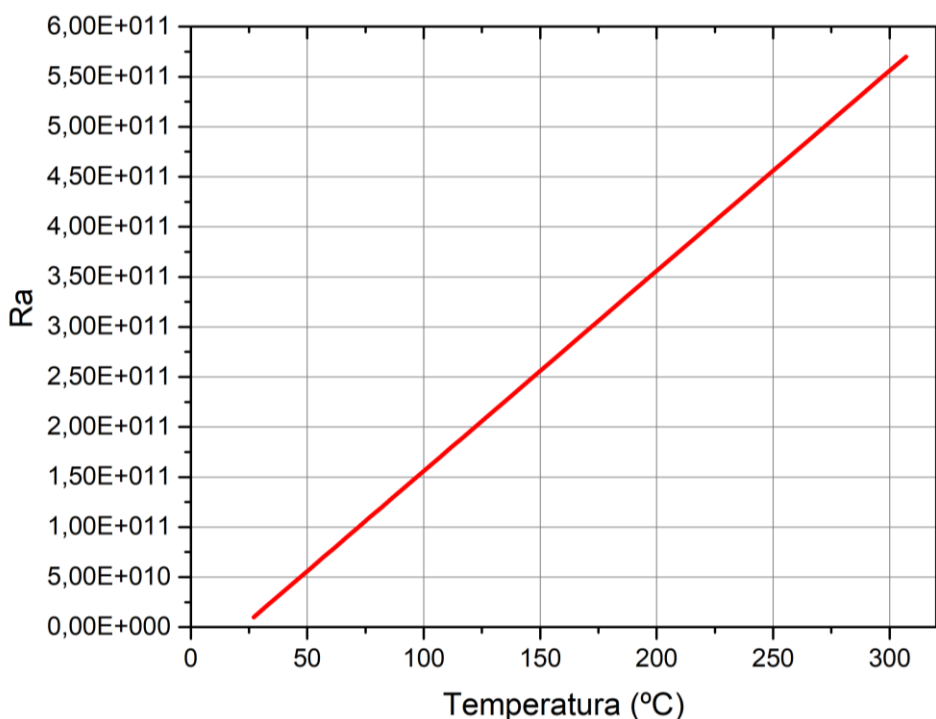


Figura 57 - Ra para o escoamento

Avaliar de forma adequada o tipo de escoamento e é importante para a construção do modelo de simulação, além de auxiliar na comparação com as características de escoamento em campo.

Voltando à análise da distribuição de temperaturas durante o experimento, do ponto de vista da operação, uma distribuição de temperatura similar à apresentada na Figura 50 é deletéria, pois pode gerar características metalúrgicas heterogêneas para o cordão de solda como consequência de ciclos térmicos diferentes em cada região. Por outro lado, o escoamento típico das situações em campo tem características bastante distintas em relação ao utilizado nos experimentos executados, como afirma Sabapathy (2002), os escoamentos característicos para dutovias em campo costumam ser de convecção forçada, turbulento e completamente desenvolvidos.

De fato, as vazões em campo costumam ser bem mais elevadas do que as utilizadas nos experimentos o que contribui para a predominância da convecção forçada, o que indica que o fenômeno da ilha de calor não se repetiria em campo. Porém, algumas soldagens de reparos podem ser realizadas com diminuição da vazão de fluido o que poderia acarretar na mudança do escoamento e consequente mudança no perfil de aquecimento.

Para avaliar qual seria a vazão necessária para que o escoamento na bancada experimental replicasse o escoamento típico das situações em campo, foi realizada uma estimativa a partir dos valores de  $Gr/Re^2$  e para a bancada construída no contexto deste trabalho seria necessária uma vazão em torno de 4500 l/min, para confirmação na Figura 58 estão expostos os valores de  $Gr/Re^2$  para esta vazão. De todo modo, é necessário esclarecer que, as considerações feitas até o momento dizem respeito ao tipo de escoamento e como um tipo de convecção natural teve efeitos na distribuição de temperaturas, nada disto quer dizer que os valores do coeficiente de convecção dos experimentos são distintos dos encontrados em campo e nem que ao se utilizar a vazão de 4500 l/min, que provocaria uma convecção típica de campo, promoveria uma perda de calor de mesma magnitude das encontradas em campo.

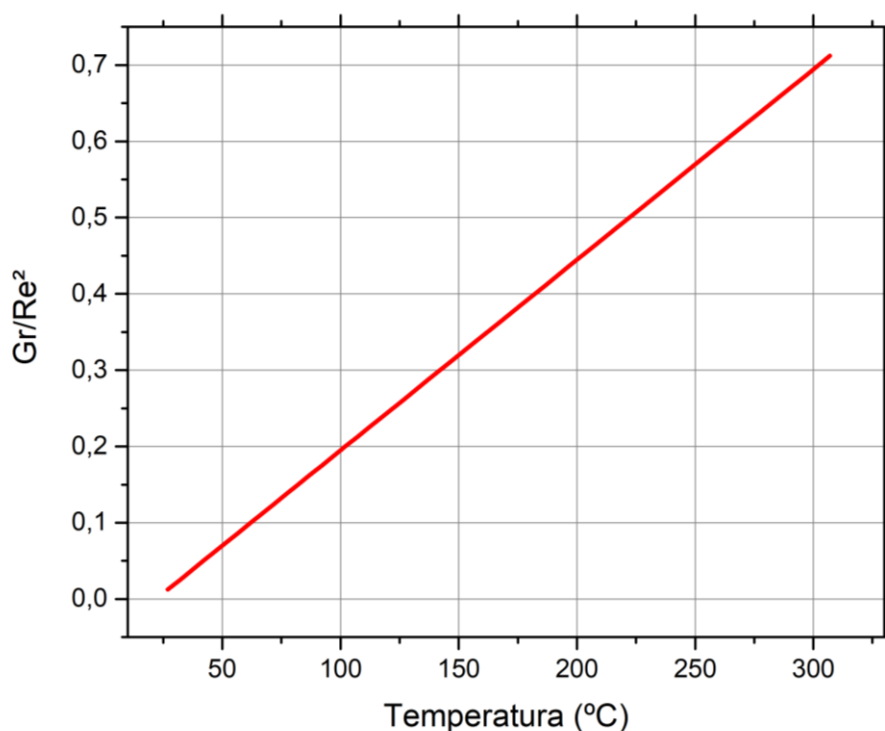


Figura 58 -  $Gr/Re^2$  para a vazão de 4500 l/min em função da temperatura

A quantificação da perda de calor que o escoamento proporciona nos experimentos comparados à perda de calor encontrada em campo serão discutidas na seção de simulação dos experimentos. De todo modo as análises do escoamento e suas repercussões para o fluxo de calor, relatadas até aqui, serão importantes para a construção dos modelos de forma adequada.

#### 4.2 SIMULAÇÃO DO AQUECIMENTO POR INDUÇÃO

Como já mencionado na metodologia, os modelos de simulação numérica iniciais foram construídos com base nos experimentos realizados no contexto do projeto, portanto os resultados que serão apresentados nesta seção mantêm a sequência dos experimentos práticos. Ou seja, a etapa inicial dá conta da simulação dos experimentos de aquecimento por indução de tubo ausente de fluido e das calhas externas. Em uma segunda etapa serão discutidas as simulações executadas em prol de replicar os experimentos com a presença de fluido em escoamento e as situações de campo de soldagem in-service.

#### 4.2.1 Simulação de aquecimento por indução dos ensaios com tubo ausente de escoamento interno

Primeiramente, nas simulações, foi conduzida uma etapa de validação da malha utilizada, para isso foram avaliadas as temperaturas simuladas em um ponto que representava uma posição análoga ao termopar de controle utilizado durante os experimentos (que seria abaixo do centro da bobina de indução). Na Figura 59 estão expostos os valores de temperatura simulados na posição já citada, é possível observar que ao aumentar o número de graus de liberdade da malha, o valor de temperatura tende a aumentar, até chegar a um patamar onde ele se torna refratário ao aumento da qualidade da malha. Isso mostra um comportamento característico de convergência da malha utilizada.

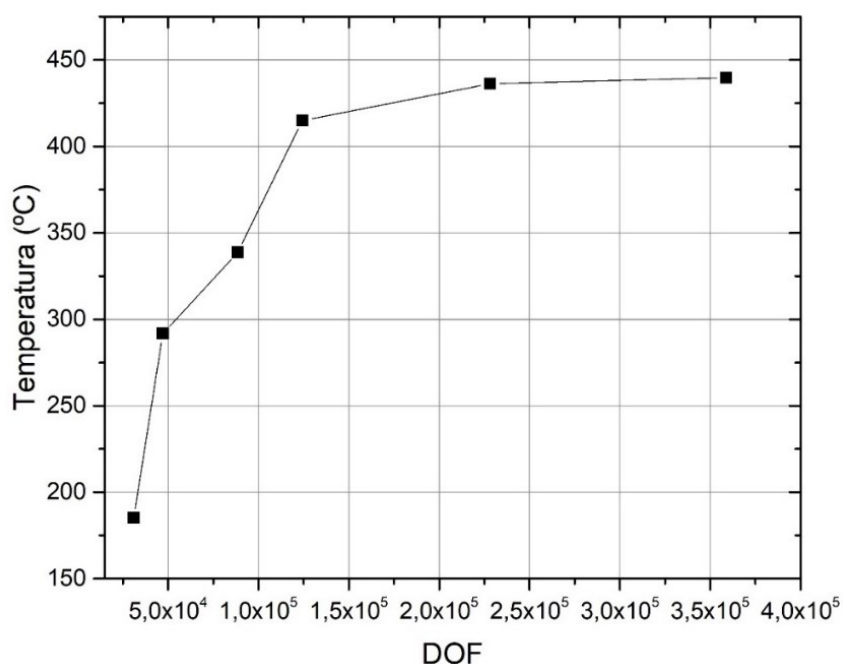


Figura 59 – Temperatura simulada em função do número de graus de liberdade da malha construída.

Por outro lado, ao aumentar o número de graus de liberdade da malha utilizada, o custo computacional da solução também se elevava. Tendo isto em vista se buscou utilizar uma nova estratégia para a formulação da malha, focando sua melhoria na parte do modelo que representa o tubo em aquecimento.

Na Figura 60 é possível observar a malha construída com a estratégia anterior com  $1,2 \times 10^5$  DOF, a primeira malha a registrar temperatura acima de  $400^\circ\text{C}$  na Figura 59. Em comparação, a malha proposta com a nova estratégia está

exposta na Figura 61 com  $0,7 \times 10^5$  DOF. A vista geral das malhas não demonstra claramente as mudanças operadas sobre a malha, para isto na Figura 62 estão expostos em detalhe as duas malhas na região da parede do tubo.

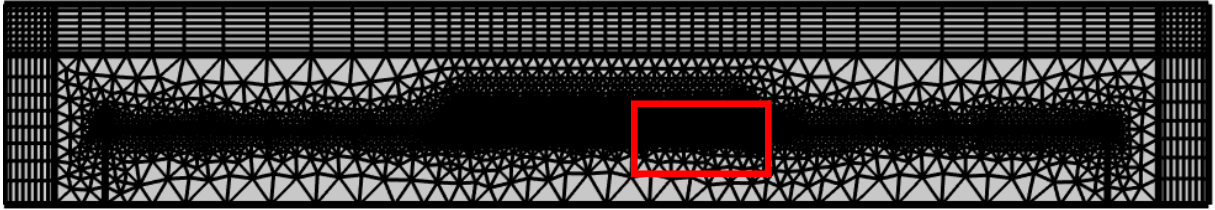


Figura 60 – Primeira malha.

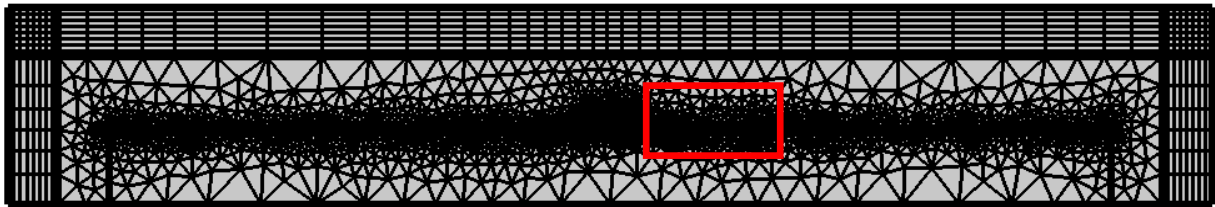


Figura 61 – Malha com a nova proposta.

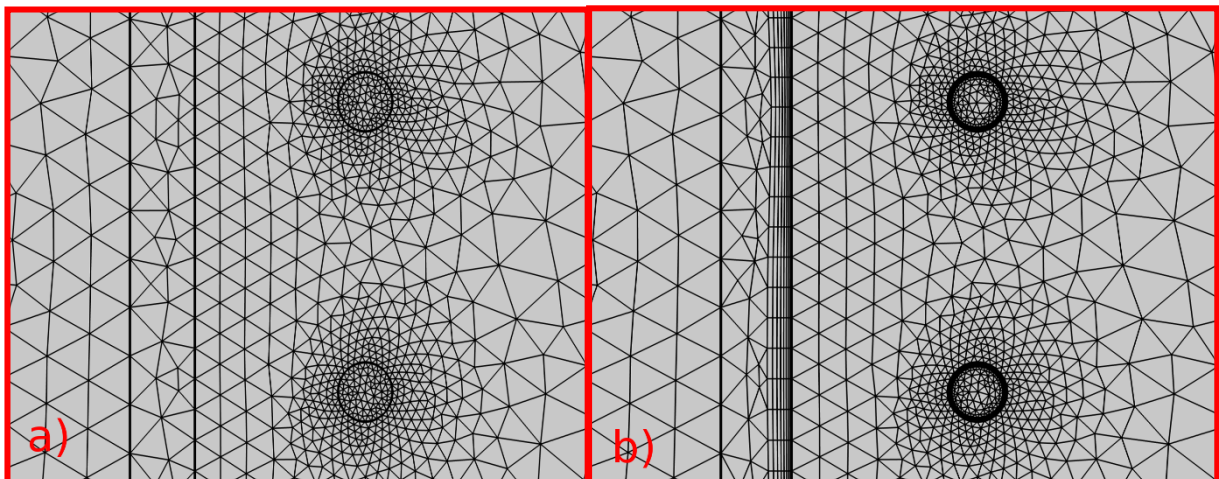


Figura 62 - Destaque para a região da malha próxima à parede do tubo. a) Malha 3  
b) Malha proposta.

Na Figura 63 estão exibidos os valores de temperatura simulados para a nova malha comparados aos valores de temperaturas já exibidos na Figura 59. Onde é possível observar que ao concentrar a melhora da malha na região da espessura

do tubo em aquecimento foi possível alcançar temperaturas mais próximas as adquiridas experimentalmente utilizando uma malha com um número menor de graus de liberdade que por sua vez resulta em menor custo computacional para a sua solução.

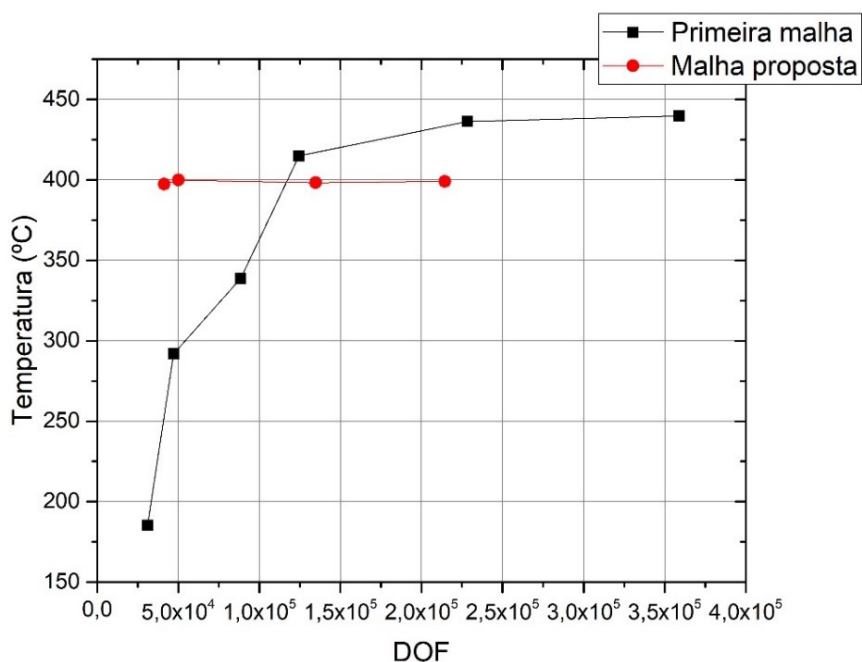


Figura 63 - Temperatura simulada em função do número de graus de liberdade da malha construída incluído a nova malha proposta.

A segunda malha exibida(Figura 62), possui um número maior de elementos na parede do tubo no sentido da espessura, isto deve ter contribuído para aumentar os valores de temperaturas alcançados devido o *skin effect*, um fenômeno presente na indução que faz com que as correntes geradas por indução fluam preferencialmente na periferia do condutor. Uma malha que possuísse, nestas regiões, elementos de tamanho elevados poderiam negligenciar a pequena espessura do material pelo qual a corrente fluía.

Estes resultados estão de acordo com a afirmação de Kennedy et. al. (2011) de que para simulações de aquecimento por indução com altos valores de frequência, que é o caso dos experimentos executados, é necessário que os elementos na peça em aquecimento não possuam espessura maior que a profundidade de penetração da corrente. Seguindo este raciocínio, a malha utilizada no arranjo com 3 espiras é suficiente para os demais arranjos já que neste é onde a

fonte forneceu o maior valor de frequência e por consequência é o arranjo que possui a menor profundidade de penetração.

Após adequar a malha a ser utilizada, foram produzidos os resultados para o ensaio completo de aquecimento do tubo ausente de escoamento interno. Da Figura 64 à Figura 66 estão expostas as vistas isométricas da distribuição de temperaturas das simulações dos ensaios com tubo ausente de fluxo, o tempo de simulação foi em torno de 60 min. Apesar de os ensaios experimentais terem durado mais tempo, 60 minutos foram mais que suficientes para que as temperaturas mensuradas pelos termopares estabilizassem.

Nas 3 figuras não há diferenças de temperaturas no sentido axial do tubo, isto é primeiramente consequência do modelo utilizado para simulação. De todo modo nos experimentos foi observado que o aquecimento por indução pode ser considerado circunferencialmente homogêneo, portanto esta assumpção não é prejudicial para os resultados.

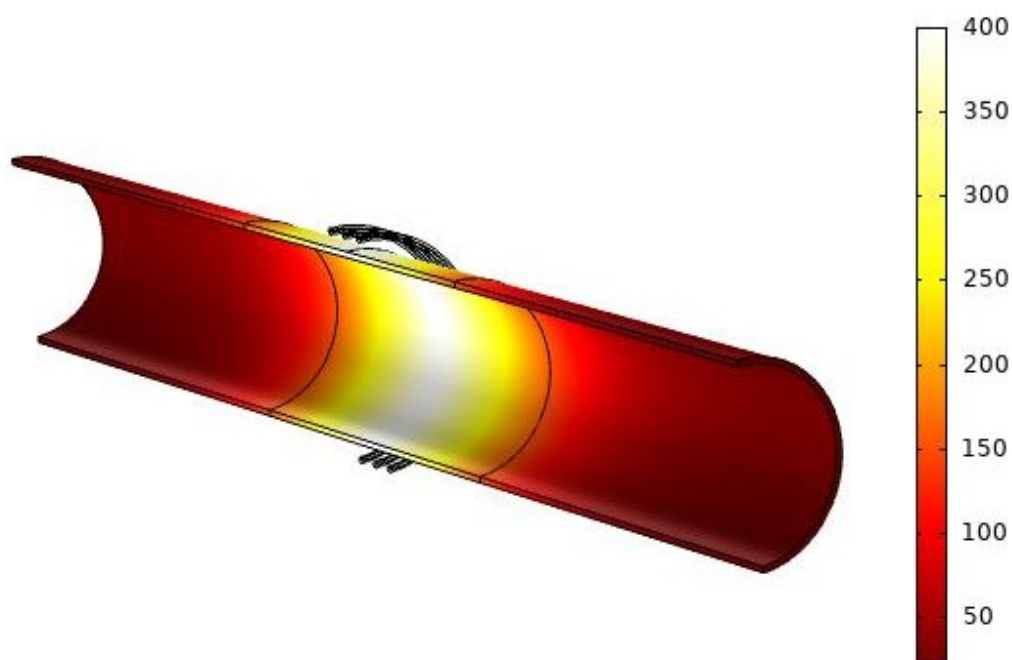


Figura 64 - Vista isométrica dos valores de temperatura(°C) simulados para o arranjo de 3 bobinas em 60 min

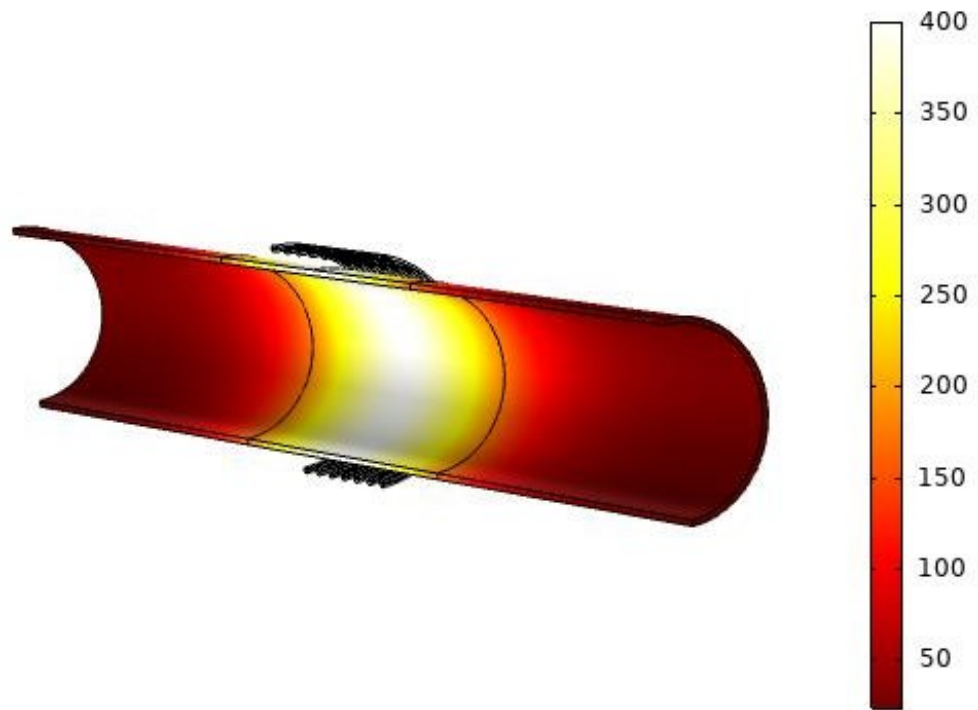


Figura 65 - Vista isométrica dos valores de temperatura(°C) simulados para o arranjo de 7 bobinas em 60 min

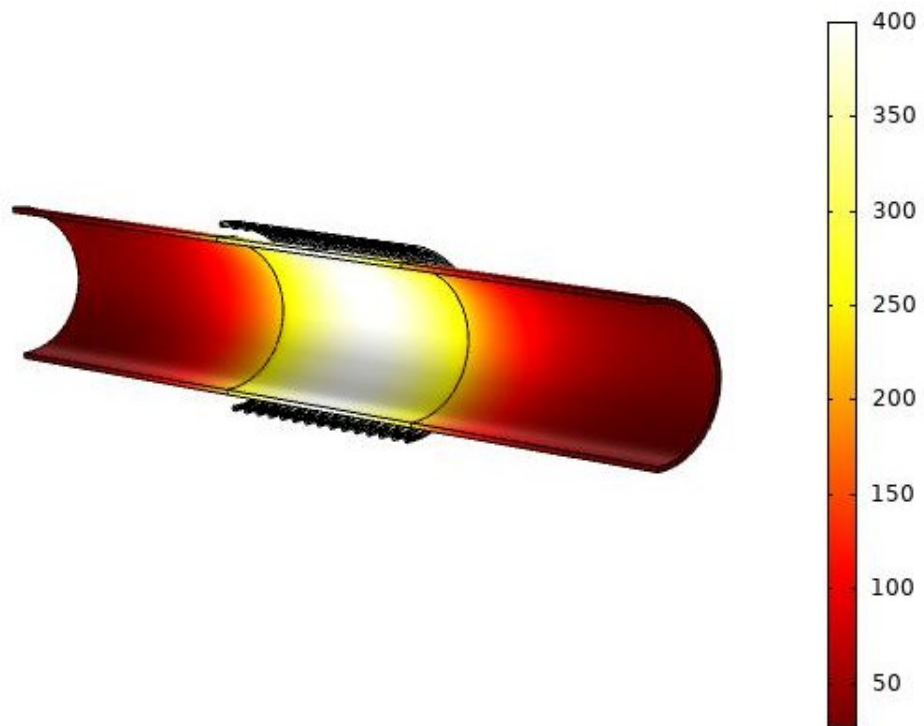


Figura 66 - Vista isométrica dos valores de temperatura(°C) simulados para o arranjo de 15 bobinas em 60 min



Da Figura 67 à Figura 69, estão expostos os valores de temperatura obtidos por simulação para o aquecimento por indução do tubo ausente de escoamento interno, os termopares utilizados na simulação estão em posições idênticas à da primeira configuração utilizada na fase experimental exposto na Figura 29.

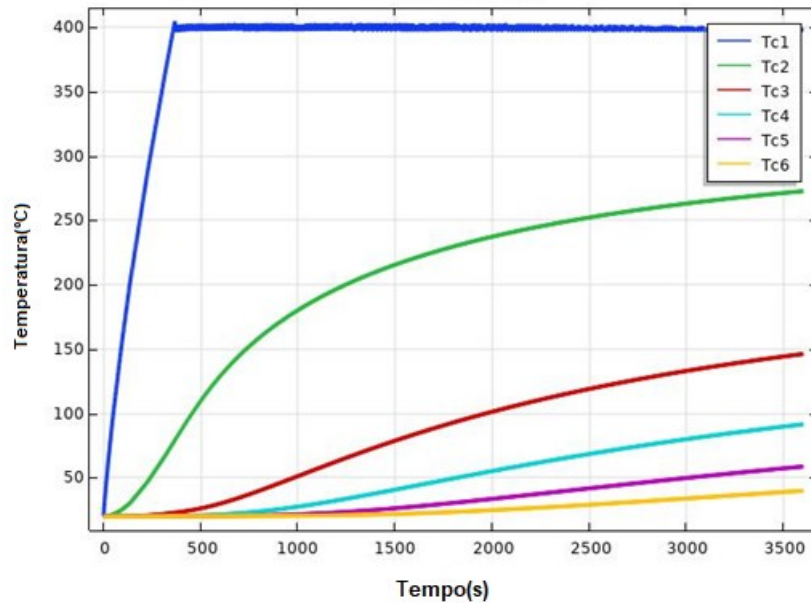


Figura 67 - Temperaturas simuladas para o arranjo de 3 espiras

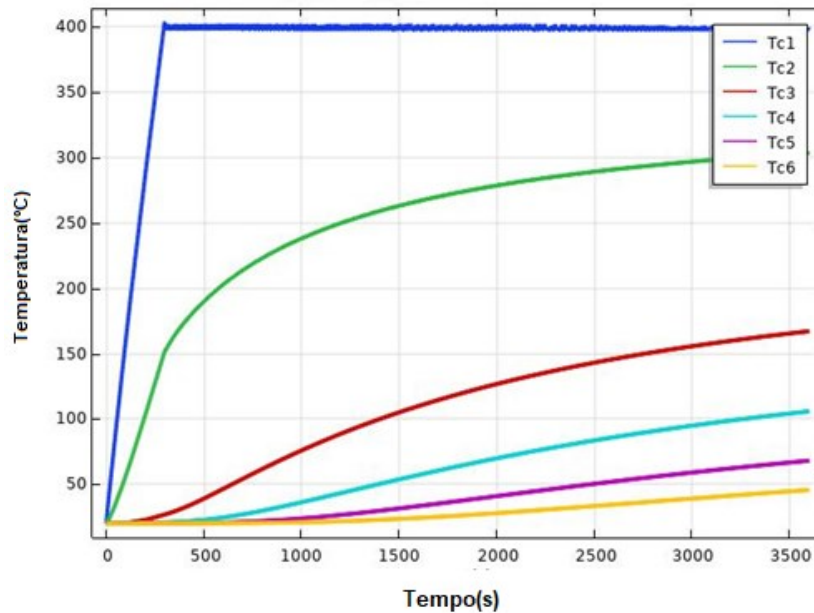


Figura 68 - Temperaturas simuladas para o arranjo de 7 espiras

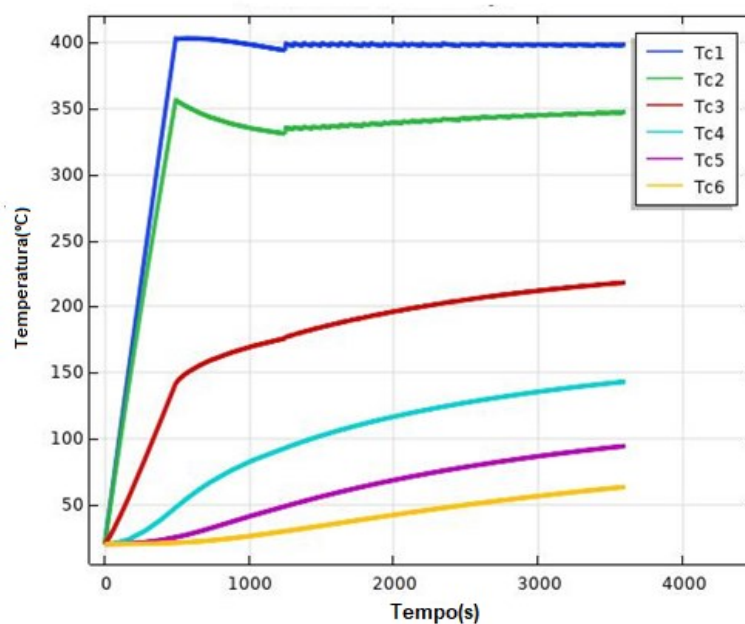


Figura 69 - Temperaturas simuladas para o arranjo de 15 espiras

A temperatura registrada no primeiro termopar segue um padrão para os três arranjos de bobinas, onde após alcançar a temperatura de meta de 400°C ela se mantém para o restante do processo. Este comportamento simula o funcionamento da fonte de aquecimento por indução onde há mudança de potência quando o termopar de controle registra a temperatura de meta e caso este mesmo termopar registre valores abaixo da meta a fonte retoma o fornecimento da potência máxima. Este comportamento da fonte de potência foi observada durante os experimentos e a mudança dos parâmetros elétricos estão listados na Tabela 11 e na Tabela 12.

Para que isto fosse possível, foi na física de campos magnéticos que necessário inserir uma função alterasse o valor de corrente e frequência da simulação em função da temperatura registrada em um ponto que foi posicionado no modelo em um sítio análogo ao local que está posicionado o termopar de controle na bancada experimental. A necessidade de realizar teste lógicos na temperatura a cada passo durante a resolução do problema impôs um maior custo computacional para a simulação.

Para facilitar a comparação entre os valores adquiridos durante a fase experimental e os valores simulados da Figura 70 à Figura 72 estão expostos os valores de temperatura lado a lado, onde os valores experimentais são representados por linhas pontilhadas e estão grafados com a letra “e” na legenda

das figuras, enquanto os valores simulados são representados por linhas contínuas e grafados com a letra “s”.

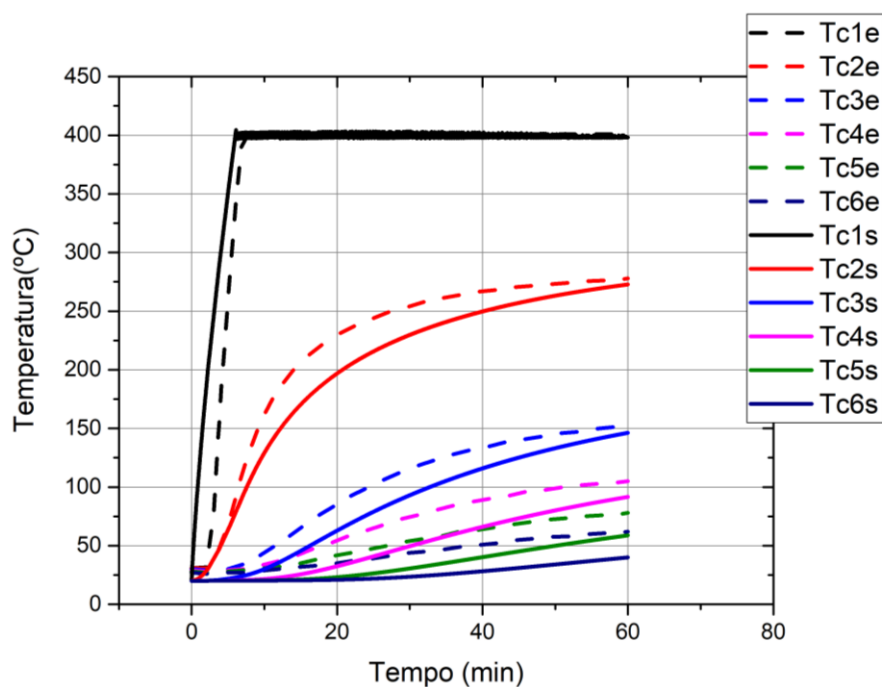


Figura 70 - Temperaturas simuladas comparadas às adquiridas experimentalmente no arranjo de 3 espiras

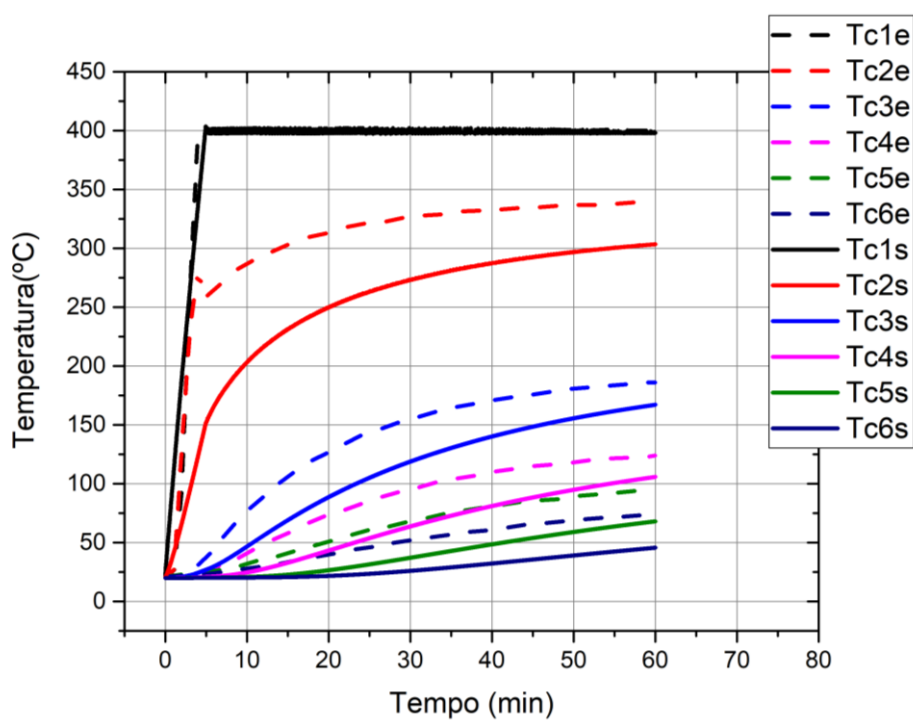


Figura 71 - Temperaturas simuladas comparadas às adquiridas experimentalmente no arranjo de 7 espiras.

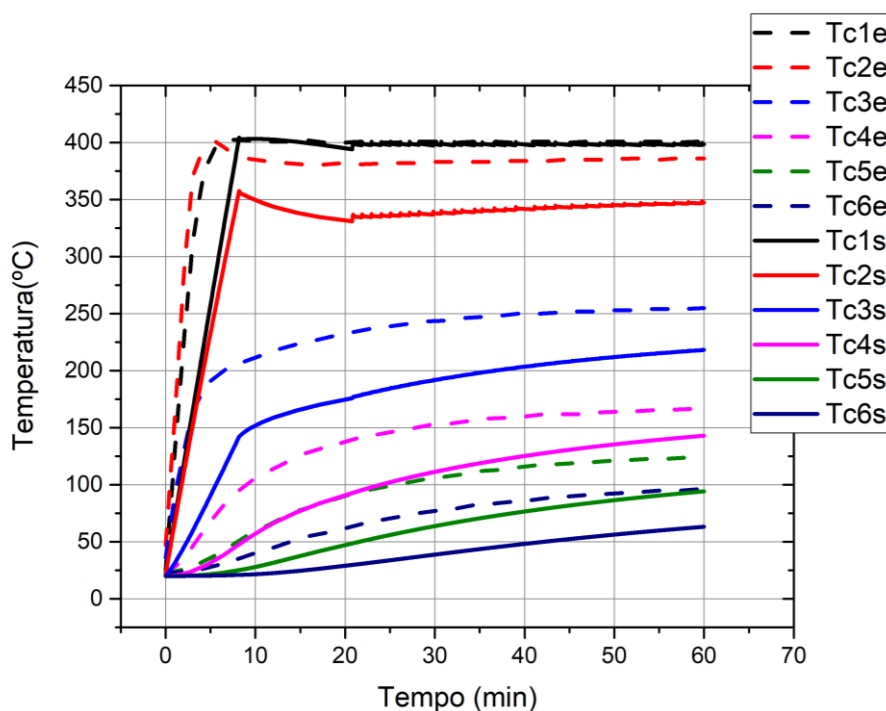


Figura 72 - Temperaturas simuladas comparadas às adquiridas experimentalmente no arranjo de 15 espiras

Analisando os gráficos é possível notar que há uma razoável consonância entre os valores, principalmente quando se trata da temperatura adquirida no termopar disposto ao centro da bobina, porém a medida que se afasta do centro os valores simulados e experimentais parecem se diferenciar.

Dois principais fatores podem ter afetado a precisão do modelo em relação aos resultados experimentais. Primeiramente o fato de que as propriedades do material foram consideradas constantes e os termopares mais distantes registram a temperatura de regiões onde o fluxo de calor é levado por condução e não diretamente pelo aquecimento por indução. O segundo fator é o fato de que a sensibilidade da fonte de aquecimento por indução para a mudança da potência utilizada na lógica da simulação foi estimada, é possível que na parte experimental a fonte tenha se mantido nos maiores patamares de potência durante mais tempo do que na simulação.

Recuperando a discussão iniciada na parte experimental, foram plotados os valores da resistência refletida da bobina e a potência gerada que é transferida para a peça, que estão expostos na Tabela 14. A resistência refletida é um termo utilizado para o valor de impedância do sistema como exposto na Equação (20).

Tabela 14 - Valores de resistência refletida e potência simuladas

<b>Arranjo</b>	<b>Resistencia refletida (ohm)</b>	<b>Potência na peça(W)</b>
3 espiras	0,05739	6987,2
7 espiras	0,17318	11979
15 espiras	0,38858	14325

Primeiramente é necessário comentar que os valores de resistência refletida estão apresentados como constantes pelo fato de que a resistividade elétrica dos materiais foi considerada constante, na realidade à medida que a temperatura da peça em aquecimento se altera, a resistência da peça muda e afeta por consequência a resistência refletida.

Outro fato a se observar é que obviamente, bobinas com maior número de espiras possibilitam maior impedância para o sistema e mesmo que a fonte se esforce em manter a sua potência, como se viu na parte experimental entre o arranjo de 7 e 15 espiras, o arranjo de 15 espiras foi capaz de transferir mais potência para a peça em aquecimento. A consequência disto pode ser observada na Figura 69 onde os termopares registraram maiores valores de temperatura no arranjo de 15 espiras em relação aos demais arranjos.

Por outro lado, como já discutido na fase experimental, apesar dos arranjos de 15 espiras possibilitarem maiores potências e, por consequência, maiores temperaturas no tubo em aquecimento, estas regiões mais quentes ficam em locais inacessíveis para uma operação de soldagem.

Para confirmar esta teoria, os resultados simulados também foram levantados para a segunda configuração de termopares (Figura 30) utilizada na análise experimental. Esta que visava observar as temperaturas alcançadas na região adjacente à bobina. Na Tabela 15 estão expostos os valores de temperatura após 10 minutos de aquecimento como forma de avaliar as temperaturas na área útil para soldagem para as simulações.

Tabela 15 - Temperaturas adquiridas na simulação para a segunda configuração de termopares utilizada na fase experimental.

Nºespiras	TC1 (°C)	TC2 (°C)	TC3 (°C)	TC4 (°C)	TC5 (°C)	TC6 (°C)	TC7 (°C)	TC8 (°C)	TC9 (°C)
15	403	135,13	105,80	82,35	64,36	50,99	403	135,13	105,80
7	398	181,92	143,95	112,38	87,06	67,38	398	181,92	143,95
3	399	245,47	192,48	156,13	112,494	85	399	245,47	192,48

De fato, observando a Tabela 15, é possível confirmar que os valores de temperatura na região adjacente à bobina são maiores para o arranjo com menor número de espiras, portanto os arranjos com mais espiras não são apropriados para operações de indução associadas à soldagem.

Pode-se perceber que o modelo de simulação construído possui capacidade de previsão dos valores de temperatura obtidos nos experimentos práticos. Do ponto de vista operacional alguns fatores podem afetar a precisão do modelo. Falando principalmente no caso da fonte de aquecimento MILLER PRO HEAT onde a bobina é formada por cabos flexíveis, a falta de critério na montagem da mesma, como mostra a Figura 73 pode alterar de forma significativa os parâmetros do processo, como a impedância geral do sistema, que tem repercussão na potência.



Figura 73 - Exemplo de bobina montada em campo

Fonte: Miller Electric Company (2016)

Como observado na parte experimental, mudanças no formato da bobina tem repercussões na resposta da fonte, inclusive considerando os limites de corrente e potência que a mesma possui. Como forma de ilustrar as mudanças que geram no perfil de aquecimento que tem o posicionamento da bobina em relação à peça em aquecimento, foram realizadas simulações onde foi variada a distância entre as espiras que compõem a bobina e a peça para o arranjo de 3 espiras, mantendo os parâmetros elétricos obtidos na fase experimental. Na Figura 74 estão expostas as temperaturas adquiridas na superfície externa do tubo após 420 s, variando de 10 em 10 mm a distância da bobina de aquecimento a partir de uma posição onde ela tangencia o tubo.

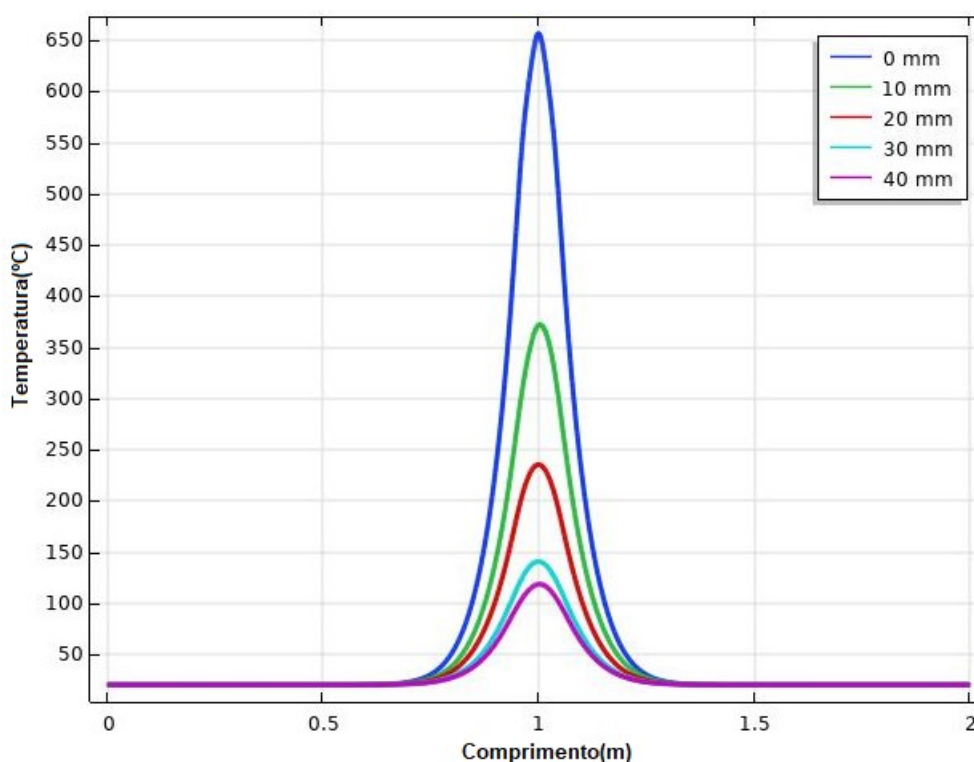


Figura 74 - Temperatura na superfície externa do tubo para diferentes posições da bobina de aquecimento em 420 s de aquecimento.

Primeiramente é possível notar que um modelo que não represente de fato a configuração de campo dificilmente vai reproduzir as temperaturas alcançadas na condição experimental e vice-versa, já que alterações de 10 mm na posição das bobinas chegam a gerar grandes diferenças de temperatura. Pode-se notar ainda

que as condições em que as espiras são montadas mais próximas à peça de aquecimento promovem um melhor acoplamento e uma maior geração de calor para a peça. Um maior espaçamento entre a peça e a bobina indutora vai representar um aumento no termo resistência elétrica do ar ( $X_{ar}$ ) na Equação (20), diminuindo a importância do termo de resistência da peça e da bobina, gerando assim um arranjo menos eficiente.

#### 4.2.2 Simulação de indução do tubo com escoamento

A primeira questão a ser discutida nas simulações de aquecimento por indução com a inclusão do escoamento de fluido é a necessidade da mudança de um modelo 2D *axisymmetric* para a utilização de um modelo em 3D. Na seção 4.2.1 foi possível observar que o modelo em 2D atendeu com certa precisão os requisitos de previsibilidade do aquecimento por indução. Este resultado associado à alegada predominância na literatura deste tipo de modelamento para o aquecimento por indução, motivaria a permanência do modelo em 2D, porém, a necessidade da alteração para o modelo tridimensional foi motivada pela mudança do perfil de distribuição de temperaturas causada pelo escoamento do fluido e não do aquecimento por indução em si.

Nas análises experimentais descritas na seção 4.1.2, por meio de termografia, foi possível visualizar a falta de homogeneidade no sentido da circunferência do tubo no aquecimento por indução com a presença de escoamento. Esta mudança na distribuição de calor já seria argumento suficiente para a não utilização do modelo 2D *axisymmetric*, uma vez que esse tipo de modelamento considera que a distribuição de temperaturas em uma seção do tubo representa as demais porções com mesma posição axial, o que não representaria a realidade neste caso.

De forma mais específica, o motivo da troca do modelo está ligado ao fenômeno que causa a heterogeneidade no sentido circunferencial do aquecimento. A troca de calor da parede do tubo para o fluido foi caracterizada como predominantemente de convecção natural, por conta das relativamente baixas velocidades de escoamento. Neste tipo de convecção é característico o movimento do fluido por mudança de densidade (Figura 9). Este movimento é irreplicável em um



modelo em 2D *axisymmetric*, portanto para reprodução do movimento do fluido é necessário um modelo em 3D do fluido em escoamento.

Outra questão ligada ao escoamento de fluido que pode justificar a não homogeneidade circunferencial das temperaturas do tubo, e por consequência a necessidade de um modelo em 3D, é que como o escoamento do fluido não está completamente desenvolvido quando cruza a região aquecida pela bobina, é possível que haja nesta região uma diferença de velocidade das partículas do fluido em posições diferentes da coluna em escoamento, o que só seria reproduzível em um modelo em 3D. Uma diferença significativa na velocidade do fluido tem repercussão no coeficiente de convecção e, portanto, na distribuição de temperaturas.

Utilizando-se os modelos tridimensionais foram executadas simulações de 10 minutos o que se considerou tempo suficiente para a estabilização da temperatura do tubo nos experimentos práticos. Da Figura 75 à Figura 77 estão expostas, respectivamente, a distribuição de temperaturas das simulações para as vazões de 50, 200 e 380 l/min para os arranjos de 3 espiras.

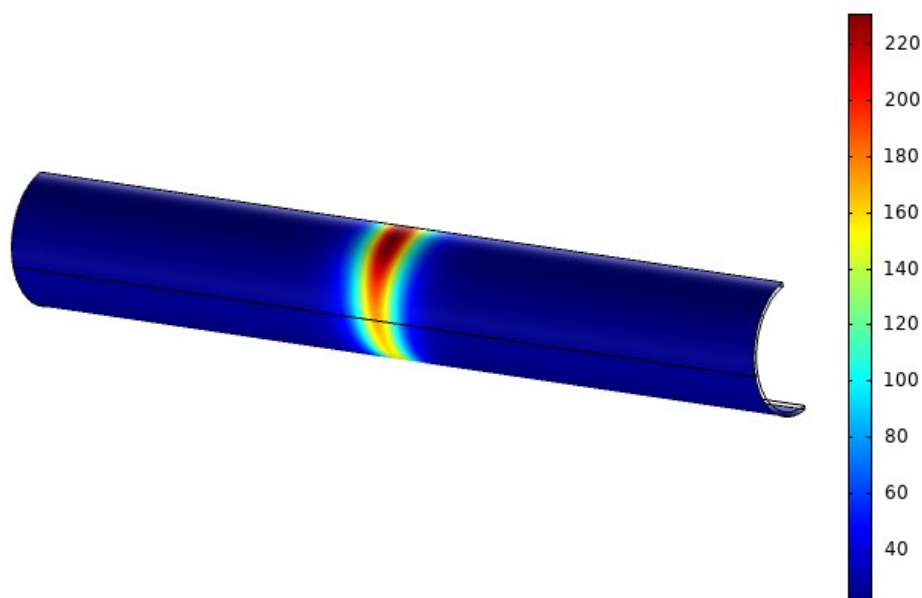


Figura 75 - Vista isométrica dos valores de temperatura (°C) simulados para o arranjo de 3 bobinas com fluxo interno de água a 50 l/min após 10 minutos.

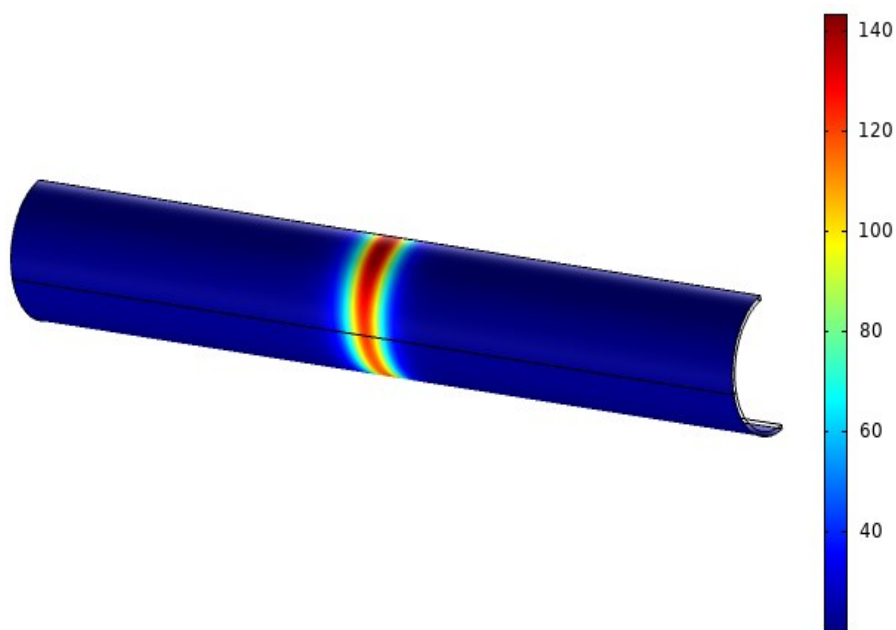


Figura 76 - Vista isométrica dos valores de temperatura(°C) simulados para o arranjo de 3 bobinas com fluxo interno de água a 200 l/min após 10 minutos.

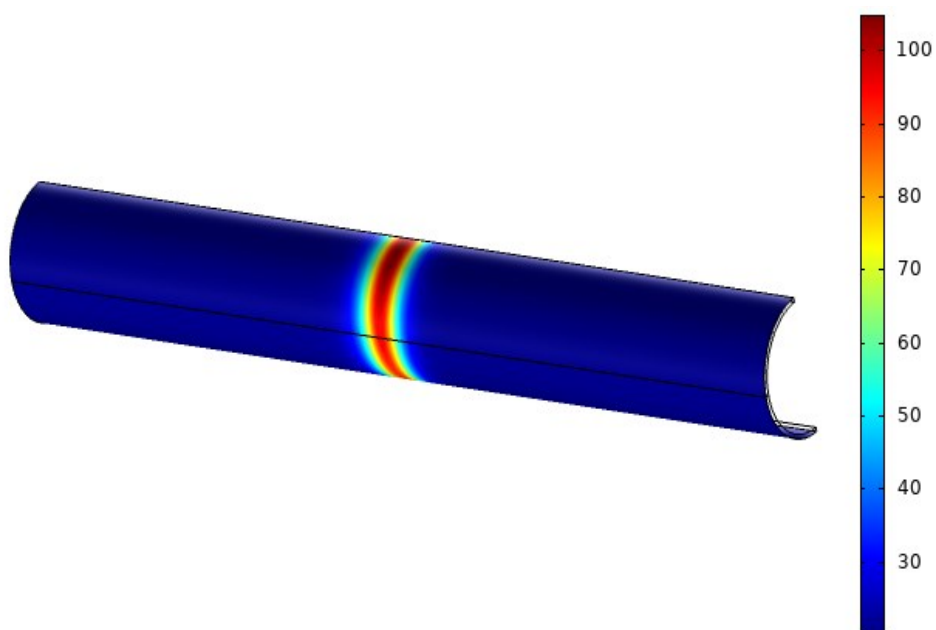


Figura 77 - Vista isométrica dos valores de temperatura(°C) simulados para o arranjo de 3 bobinas com fluxo interno de água a 380 l/min após 10 minutos

Nas simulações fica claro a existência de *hotspot* na parte superior do tubo, similar à presente nos resultados dos ensaios experimentais. Além disso, as simulações replicaram o comportamento observado durante os experimentos onde o *hotspot* assumiu menores dimensões para o experimento com vazão de 380 l/min.

A exemplo do que ocorreu durante os experimentos, o fenômeno de *hotspot* se manteve durante os aquecimentos gerados pelos arranjos com 7 espiras. As distribuições de temperatura simuladas com estes arranjos estão expostas da figura Figura 78 à Figura 80. É possível notar que a distribuição de temperatura e o fenômeno de *hotspot* foi bastante similar ao encontrado nas simulações com 3 espiras, com a diferença do aumento da área aquecida.

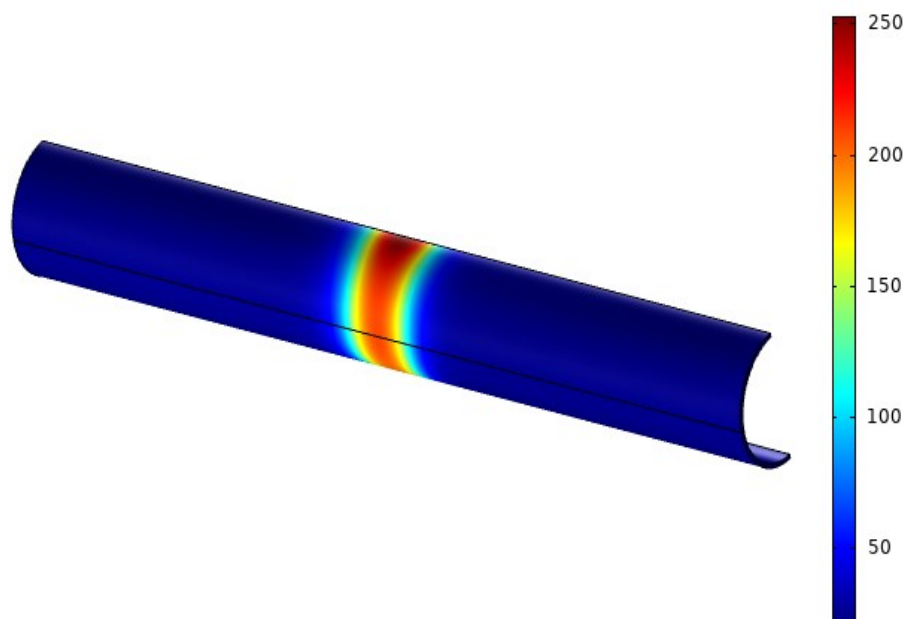


Figura 78 - Vista isométrica dos valores de temperatura(°C) simulados para o arranjo de 7 bobinas com fluxo interno de água a 50 l/min após 10 minutos

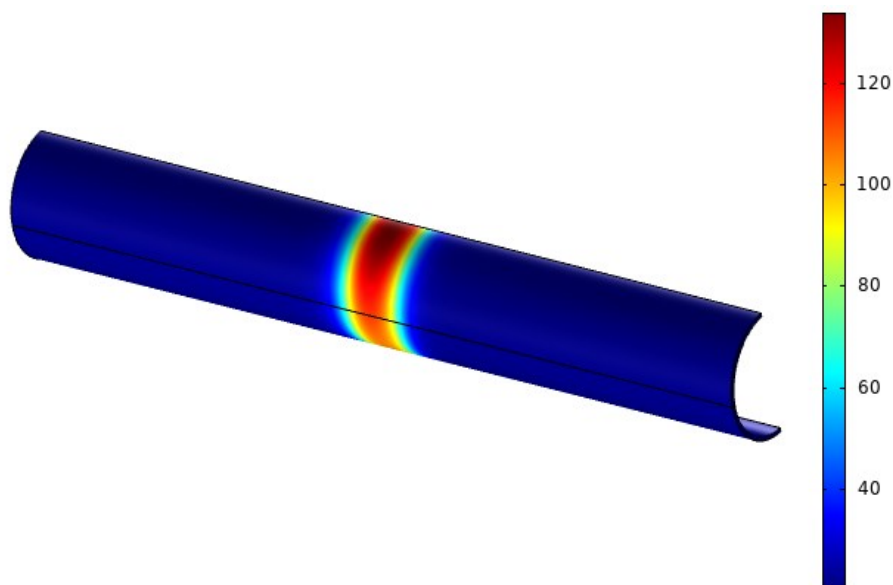


Figura 79 - Vista isométrica dos valores de temperatura(°C) simulados para o arranjo de 7 bobinas com fluxo interno de água a 200 l/min após 10 minutos.

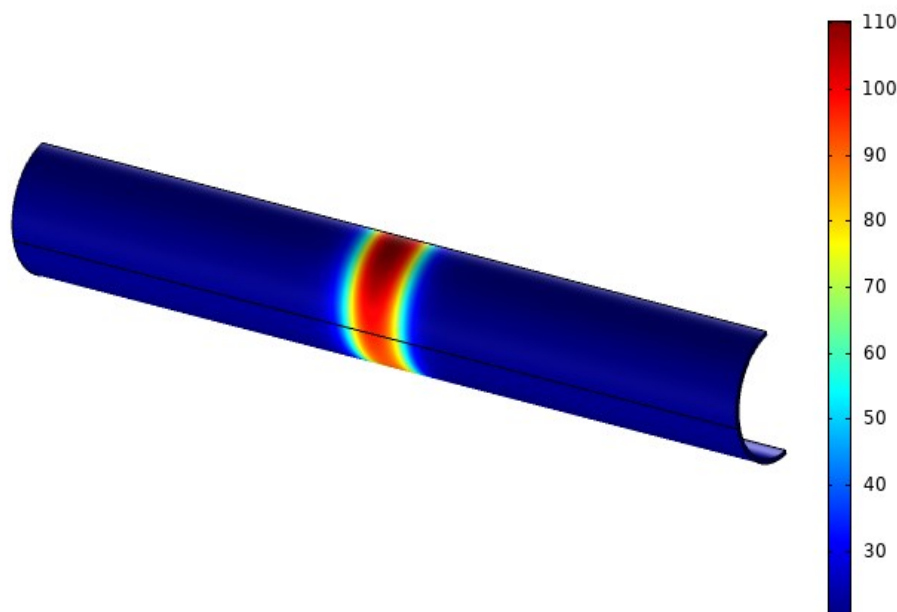


Figura 80 - Vista isométrica dos valores de temperatura(°C) simulados para o arranjo de 7 bobinas com fluxo interno de água a 380 l/min após 10 minutos.

Retoma-se a discussão acerca dos motivos que levaram à formação do *hotspot* durante os experimentos, lembrando que estes estão ligados a perda de calor para o fluido em escoamento já que este fenômeno não ocorreu durante os experimentos de aquecimento do tubo ausente de fluxo interno. Foram deliberadas duas principais razões para a ocorrência do fenômeno, sendo a primeira delas as baixas vazões de fluido em escoamento que favoreceriam uma troca de calor predominantemente de convecção natural onde o fluido mais quente se depositaria na parte superior do tubo. A segunda razão seria consequência deste depósito de fluido quente na parte superior que alcançaria a temperatura de vaporização e no estado de vapor se manteria na parte superior do tubo, diminuindo a troca de calor entre o tubo em aquecimento e o fluido em escoamento na região do *hotspot*.

Ao avaliar estas justificativas nos resultados das fases experimentais, permaneceu uma perplexidade que é o fato de que pela análise do fator  $Gr/Re^2$ , as três vazões utilizadas são dominadas pela convecção natural, mas durante os experimentos se observou uma queda considerável do fenômeno para a vazão de 380 l/min. É importante considerar que o fator  $Gr/Re^2$  leva em conta uma situação de escoamento que não é exatamente a que se possui durante os experimentos, pode-

se dizer que aqueles valores caracterizariam um escoamento completamente desenvolvido, o que não é o caso.

As simulações proporcionam a análise do campo de velocidade do fluido considerando a região de entrada do mesmo, sendo assim na Figura 81 e Figura 82 estão expostos os campos de velocidade dos fluidos, para os ensaios com vazão de 50 e 200l, independente do arranjo de espiras, uma vez que as vazões são idênticas.

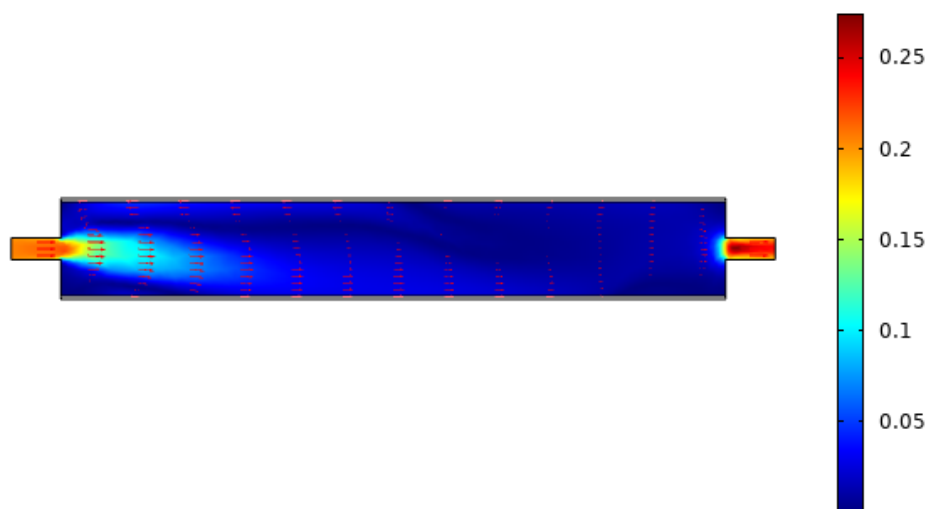


Figura 81 - Campo de velocidade(m/s) simulado do escoamento para a vazão de 50 l/min

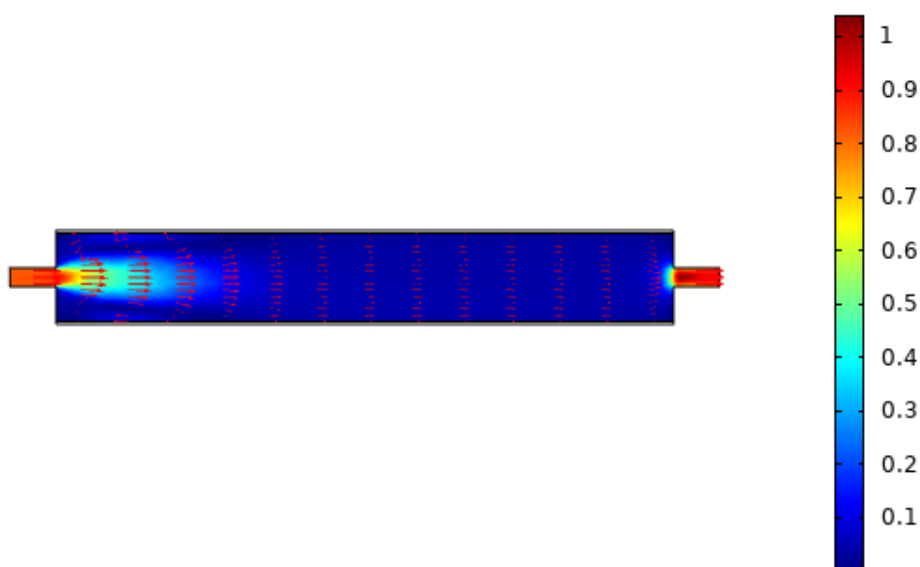


Figura 82 - Campo de velocidade(m/s) simulado do escoamento para a vazão de 200 l/min

Nas figuras é possível observar a formação de um jato de entrada, ocasionado pela mudança de seção transversal por onde o fluido escoava. Este comportamento já é esperado em uma situação na qual as partículas do fluido mantêm sua vazão ao passar por um tubo de menor diâmetro, o que causa o aumento de sua velocidade linear, esse jato vai se dissipando a medida que o escoamento se desenvolve ao longo do tubo. A ocorrência dos jatos e a mudança brusca da seção de escoamento provoca uma trajetória caótica das partículas presentes no escoamento ocasionando inclusive locais de recirculação.

Analisando ainda as figuras é possível elencar mais uma razão envolvida na ocorrência do *hotspot*: a existência de um jato que gera um campo de velocidade do fluido mais elevado para parte inferior do tubo, o que deve promover um valor mais elevado para o  $h$  nesta região.

Na Figura 83 está exposto o campo de velocidade do fluido para a simulação com vazão de 380 l/min, nesta é possível observar que o jato de entrada do fluido, para esta vazão, se estende até a região do aquecimento proporcionando maiores velocidades de fluido na região de aquecimento e gerando um perfil de velocidade menos heterogêneo em relação às demais vazões e, portanto, inibe a formação de *hotspot*.

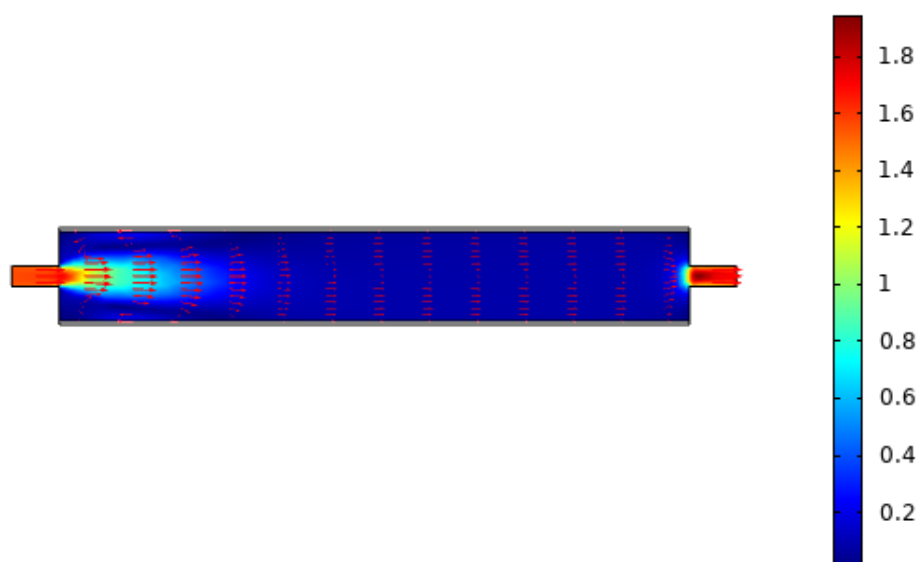


Figura 83 - Campo de velocidade(m/s) simulado do escoamento para a vazão de 380 l/min

Como já mencionado na seção de resultados da parte experimental, o perfil de aquecimento com presença de *hotspot* seria deletéria para uma operação de soldagem *in-service*. Ainda nesta seção foi mencionado o fato de que as velocidades observadas em campo são bem mais altas, o que provocaria regimes de escoamento que não favoreceriam a ocorrência do fenômeno. O fato de que a mudança de seção também é um fator encorajador do surgimento de *hotspot* é mais um indício de que este fenômeno não seria um problema para a maioria das operações em campo.

Yunovich e Thompson (2005) ao realizar experimentos de aquecimento por indução em campo em um tubo repleto de óleo, sem vazão de escoamento, também observaram a diferença de temperatura entre posições distintas de termopares posicionados no tubo em aquecimento, embora as condições do escoamento em campo sejam distintas das encontradas na bancada experimental. Porém, nos experimentos realizados por estes autores as diferenças de temperatura foram bem menores do que as encontradas nos experimentos em laboratório e nas simulações abordadas neste trabalho.

Comparando com a situação de campo encontrada por Yunovich e Thompson (2005), além da mudança de seção na entrada de fluido, outro fator pode ter contribuído para a maximização do fenômeno do *hotspot* nos experimentos realizados neste trabalho que seria a formação de vapor de água. A ocorrência massiva deste fenômeno mostra-se improvável nos experimentos realizados pelos autores por conta das temperaturas alcançadas em um fluido com maior temperatura de vaporização.

Do ponto de vista do modelo da simulação a contribuição do vapor para a formação do *hotspot* não foi considerada uma vez que a vaporização do fluido em escoamento foi ignorada, bem como a presença da água na fase gasosa dentro do tubo. Por conta disso, é possível perceber a diferença entre os valores máximos de temperatura encontrados nas vistas isométricas das simulações com as temperaturas exibidas na Figura 50 que foram produzidas imagens termográficas na etapa experimental. Apesar desta diferença de temperatura máxima é possível observar, nas termografias, que o pico de temperatura é restrito a uma região na parte superior do tubo e pouco afetou as demais posições. No decorrer da apresentação dos resultados serão comparadas as temperaturas simuladas com as

adquiridas pelos termopares e será retomada a discussão acerca das consequências dessa consideração para a exatidão das simulações.

Quanto a ocorrência de *hotspot* na operação de aquecimento, ampliar a utilização dos modelos de simulação de forma anterior a aplicação da técnica em operação, não restrito a indução, já que Yunovich e Thompson (2005) também relatam a presença de diferença de temperatura para o aquecimento resistivo, pode ser uma forma de prever a ocorrência deste fenômeno e buscar soluções ou alternativas práticas.

O fenômeno do *hotspot* é pouco citado nas publicações acerca da soldagem *in-service*. Isto deve-se, provavelmente, ao fato de que o processo de soldagem é constituído de uma contribuição de calor pontual e móvel em torno do tubo, assim como o aquecimento por chama, que constituem, portanto, um perfil de aquecimento completamente distinto em relação ao aquecimento por indução e resistivo que se mantem atrelado ao tubo e permanece durante a operação. Desta forma, é possível vislumbrar uma solução prática de pré-aquecimento por indução para situações sujeitas ao surgimento do *hotspot*, com a utilização de bobinas de aquecimento concentrado e móvel, similar às configurações utilizadas por Dutra e Machado (2017) que está ilustrado na Figura 13.

Realizando o pré-aquecimento de forma que a fonte de calor não permaneça estacionária e nem aquecendo o tubo todo, o provável se produza um ciclo térmico mais uniforme para todo o cordão de solda. Além disso é que o fenômeno do *hotspot* não ocorra e por consequência, a utilização de aquecimento com bobinas móveis que acompanhem o movimento da tocha de soldagem podem agregar outras vantagens como a falta de necessidade de uma etapa de setup da bobina de aquecimento e deixar acessível ao arco elétrico de soldagem a região mais aquecida pelo indutor.

A utilização de um processo com indução utilizando bobina móvel passa pelo o desenvolvimento de um sistema de indução com estas características. O equipamento comercial utilizado neste trabalho (Figura 24), apesar de contar com um sistema de aquecimento por indução móvel (Figura 11), tem limitações. Segundo as especificações indicadas pelo fabricante, a utilização do *rolling inductor* limita a potência de aquecimento a 20 kW.



Do ponto de vista da bancada experimental, alguns aspectos construtivos podem ser considerados para minimizar a ocorrência de *hotspot* como forma de realizar qualificações em condições mais próximas às encontradas em campo do ponto de vista da distribuição de temperaturas, não considerando os desdobramentos dessas questões sobre o valor de  $h$ .

Primeiramente, a utilização de vazões de fluido mais altas, já que, tanto o experimento quanto as simulações com 380 l/min proporcionaram uma distribuição mais uniforme de temperaturas. Porém esse valor de vazão vai depender do diâmetro do tubo utilizado e das entradas de fluido associadas a ele. Aqui pode-se vislumbrar um aspecto construtivo que pode desencorajar a formação de *hotspot* durante o aquecimento é utilizar diâmetros maiores nos tubos de entrada que proporcionarão um jato de entrada equilibrado.

Além da distribuição de temperaturas foram comparados os valores pontuais adquiridos pelos termopares durante os experimentos e os valores simulados (Lembrando que nesta fase de experimentos foi utilizado somente a segunda configuração de termopares). Para os arranjos de 3 espiras, as comparações estão ilustradas da Figura 84 à Figura 86 nas quais os valores adquiridos durante os experimentos estão grafados na legenda com a letra “e”, referente a experimento, e a os valores simulados com a letra “s”, referente à simulação.

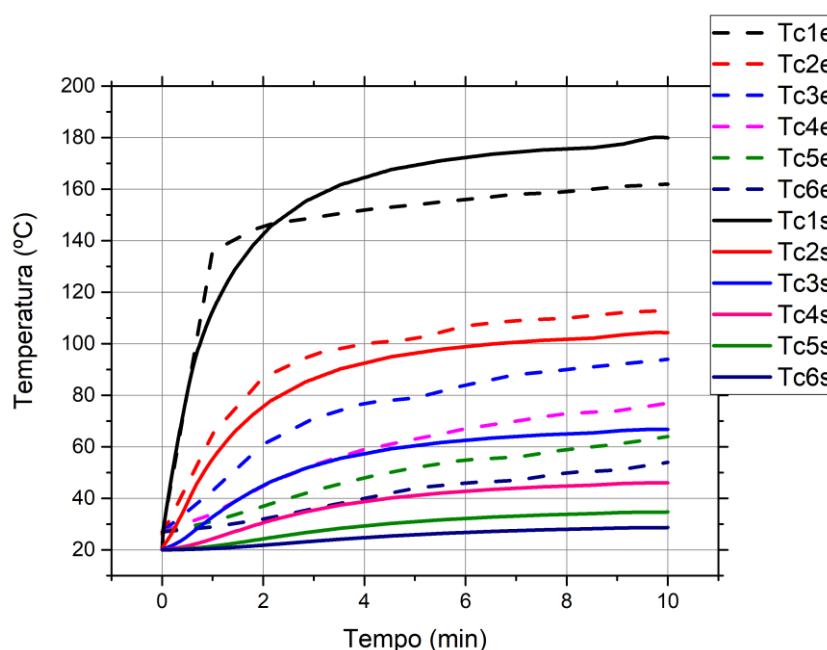


Figura 84 - Temperaturas simuladas comparadas às adquiridas experimentalmente no arranjo de 3 espiras para a vazão de 50 l/min

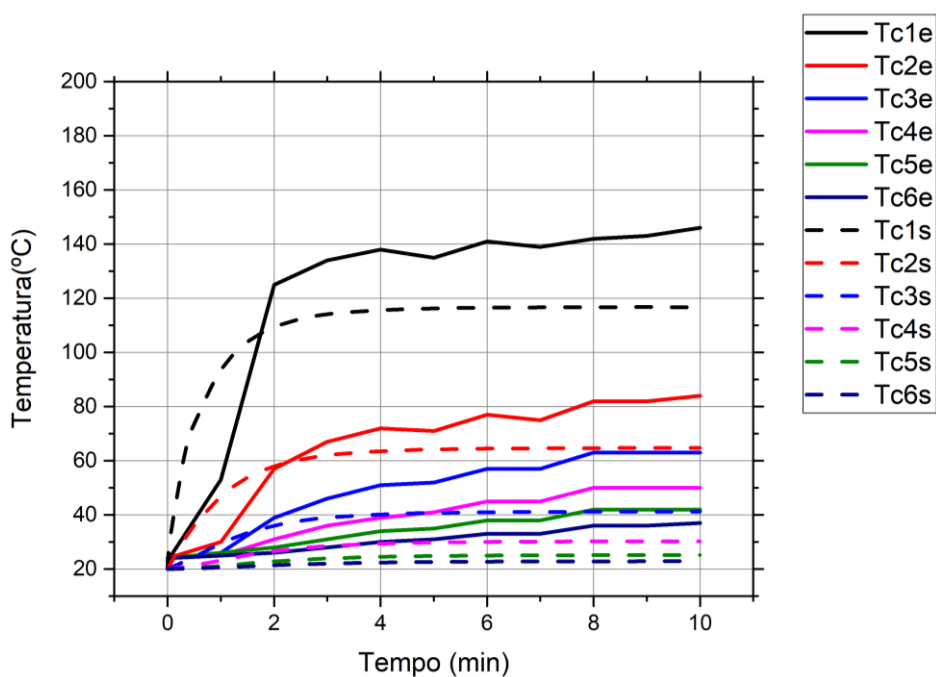


Figura 85 - Temperaturas simuladas comparadas às adquiridas experimentalmente no arranjo de 3 espiras para a vazão de 200 l/min

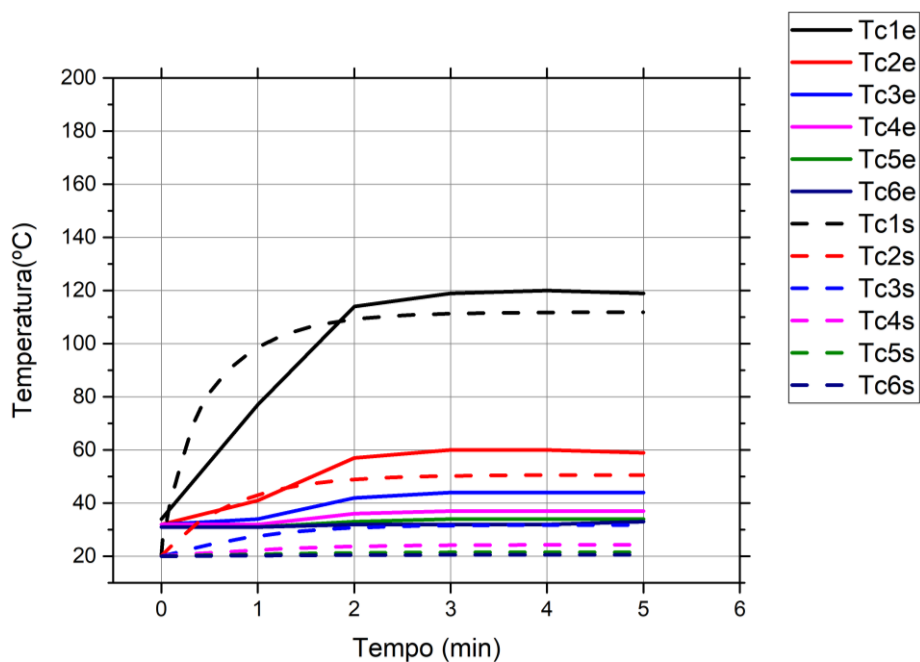


Figura 86 - Temperaturas simuladas comparadas às adquiridas experimentalmente no arranjo de 3 espiras para a vazão de 380 l/min

Analisando os gráficos é possível notar que há uma razoável exatidão entre os valores de temperatura adquiridos e os simulados. A exemplo do que ocorreu nas simulações do aquecimento por indução do tubo ausente de escoamento interno, a

precisão do modelo decai de acordo com a distância para o centro da bobina de aquecimento. Do ponto de vista da operação de soldagem *in-service*, isto não é muito prejudicial já que a operação deve ser realizada a vizinhança da bobina de indução.

Porém, há uma principal diferença entre a exatidão das simulações do tubo ausente de escoamento interno em comparação com as simulações executadas nesta fase, que é o fato de que há uma menor precisão na temperatura obtida por simulação no centro da bobina. A razão desta diferença provavelmente é causada pelo fato de o modelo de simulação ignorar a presença do vapor de água no escoamento.

Da Figura 87 à Figura 89 estão expostas as comparações entre os valores simulados e adquiridos durante os experimentos para o arranjo de indução com 7 espiras, para as três vazões utilizadas.

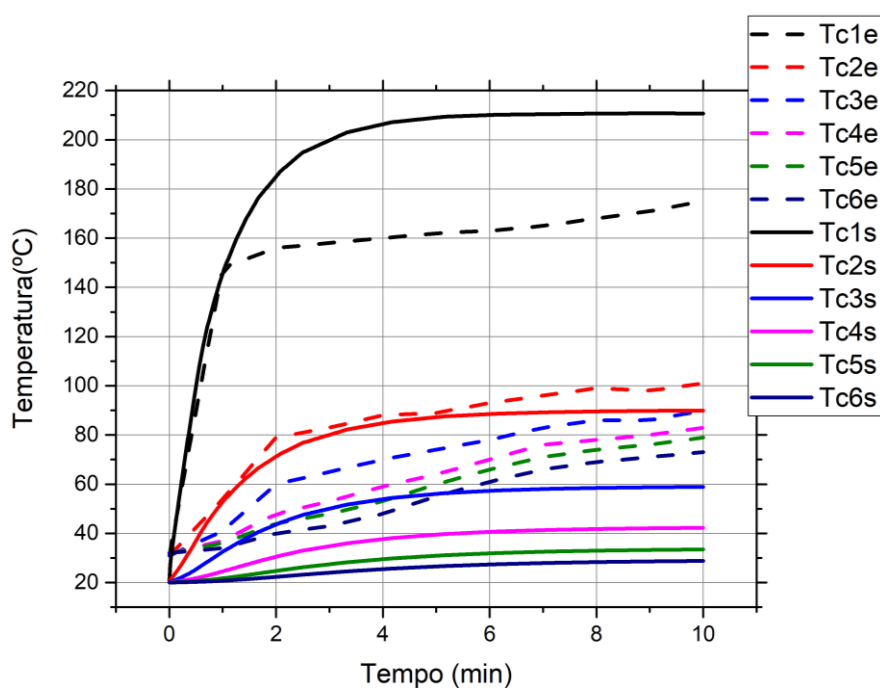


Figura 87 - Temperaturas simuladas comparadas às adquiridas experimentalmente no arranjo de 7 espiras para a vazão de 50 l/min

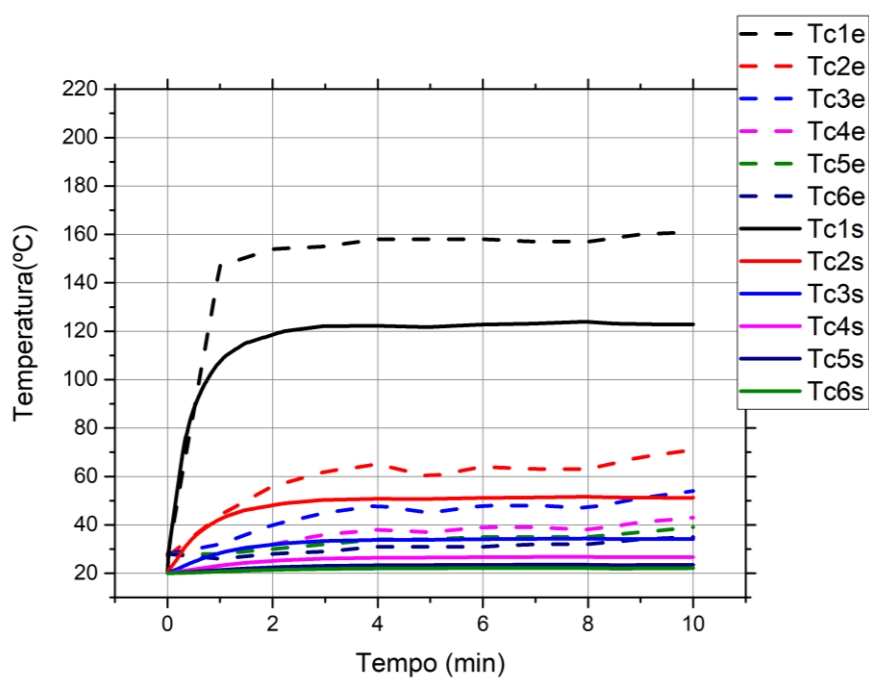


Figura 88 - Temperaturas simuladas comparadas às adquiridas experimentalmente no arranjo de 7 espiras para a vazão de 200 l/min

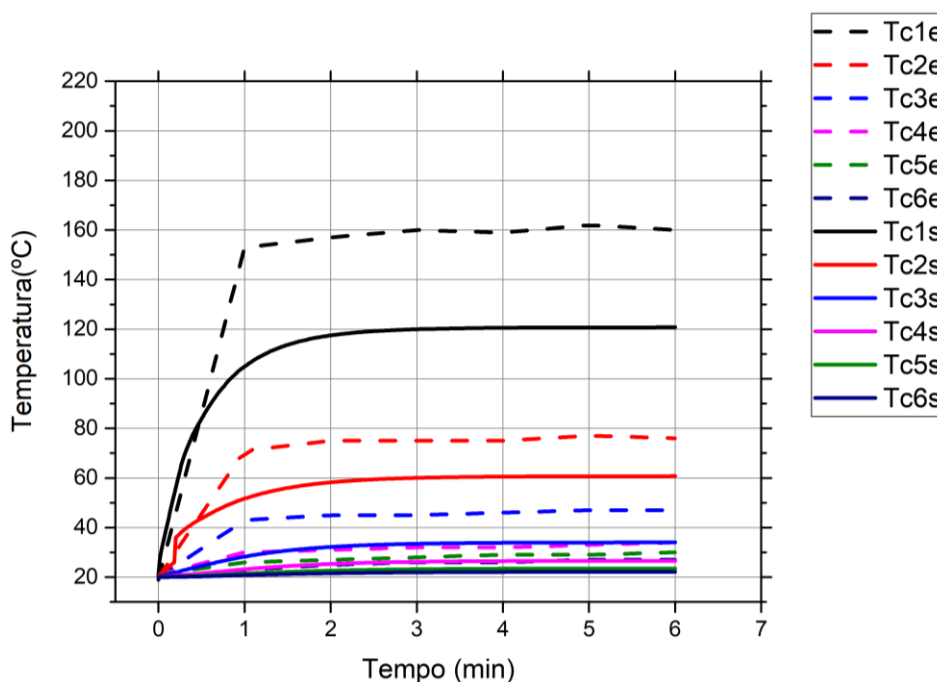


Figura 89 - Temperaturas simuladas comparadas às adquiridas experimentalmente no arranjo de 7 espiras para a vazão de 380 l/min

A exemplo do observado nos valores comparados para o arranjo de 3 espiras, a simulação obteve maior precisão quando comparado ao termopar posicionado mais próximo à bobina de indução, preservando o comportamento da

simulação do aquecimento por indução com o tubo ausente de escoamento interno, agregado a já discutida consideração da não presença de vapor de água no escoamento.

Do ponto de vista da previsibilidade do ciclo térmico para uma operação em soldagem *in-service*, o modelo possui a maior precisão na região onde é provável que ocorra o depósito do cordão de solda, ou seja, a vizinhança da bobina de indução. Além disso, a já citada perda de precisão por conta da presença do vapor de água pode não ser um problema para a grande maioria das condições de campo da soldagem *in-service*. De todo modo, em geral os modelos subestimaram as temperaturas alcançadas, o que já é uma constante nos modelos de previsão do tempo de resfriamento por conta da segurança.

De fato, a definição de soldagem *in-service* é bastante ampla quanto a gama de vazões, tipos de fluido e pressão presentes nas tubulações, porém alguns autores afirmam que há uma constante nas condições de escoamento presentes em campo, como Sabapathy (2000) que caracteriza o escoamento em campo como turbulento e completamente desenvolvido. Estas condições de escoamento não favoreceriam a formação de vapor dos fluidos pelo aquecimento por indução, apesar de que alguns tubos podem contar com a presença de um escoamento bifásico. Mas, considerando situações de escoamento como a observada por Huang *et al.* (2017), onde há um gás em escoamento no tubo é provável que não ocorra transformação de fase do fluido em escoamento durante o aquecimento. Pode-se citar também o trabalho de Yunovich e Thompson (2005) onde o fluido presente na linha tem ponto de ebulição superior ao da água.

Portanto a negligência quanto à formação e presença de vapor de água no modelo de simulação construído aqui, seria pouco prejudicial em situações operacionais, por conta das grandes diferenças entre o escoamento utilizado nas bancadas de qualificação e as situações encontradas em campo. Um indício deste fato é que muitos modelos de soldagem *in-service* consideram soluções analíticas para mensurar o coeficiente de convecção do fluido em linha. Como já abordado anteriormente, essas soluções consideram situações ideais de escoamento como típicas de campo.

A confecção de um modelo que considere a presença de um escoamento bifásico passa por um amadurecimento dos métodos de simulação das operações

*in-service*, tanto do sentido da produção do modelo em si como o esclarecimento de em quais situações de operação ocorre escoamento deste tipo.

Dentre os objetivos traçados neste projeto está a caracterização da perda de calor proporcionada pela bancada experimental, que foi construída nos moldes que se costumam utilizar em qualificações de soldagem *in-service*. Após validar o modelo por meio dos resultados experimentais, é possível utilizar as simulações como forma de mensurar os valores de coeficiente de convecção ( $h$ ) nos experimentos executados na bancada experimental. Da Figura 90 à Figura 92 estão expostos respectivamente os valores de  $h$  para os ensaios com vazão de 50, 200 e 380 l/min para o aquecimento por indução realizado com o arranjo de 3 espiras obtidos pela simulação. Nas figuras estão expostas duas curvas para o valor de  $h$ , uma delas expõe o valor simulado na parede interna inferior do tubo e a outra na parede interna superior do tubo considerando um corte longitudinal.

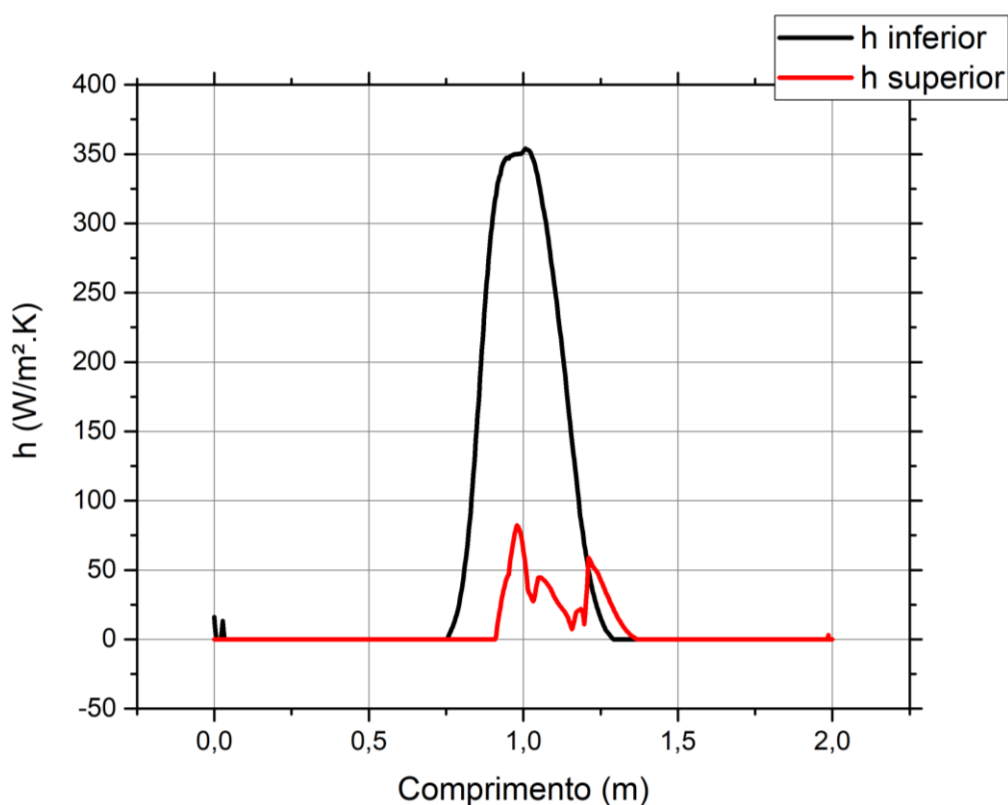


Figura 90 - Valor simulado do coeficiente de convecção( $h$ ) para o ensaio com arranjo de 3 espiras e vazão de 50 l/min

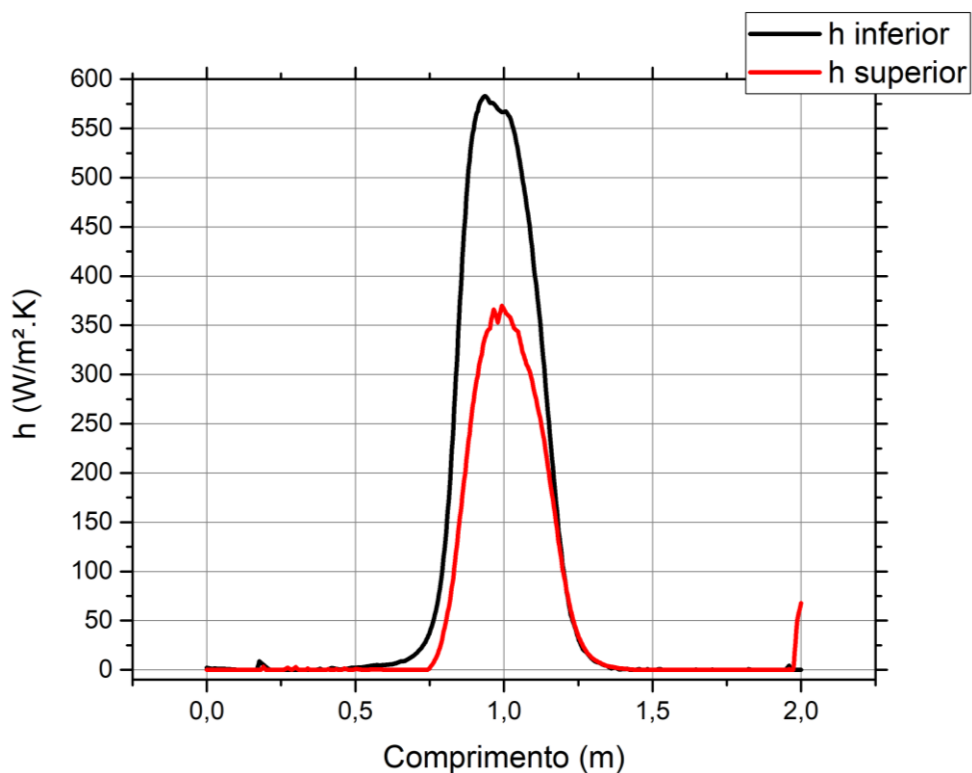


Figura 91 - Valor simulado do coeficiente de convecção(h) para o ensaio com arranjo de 3 espiras e vazão de 200 l/min

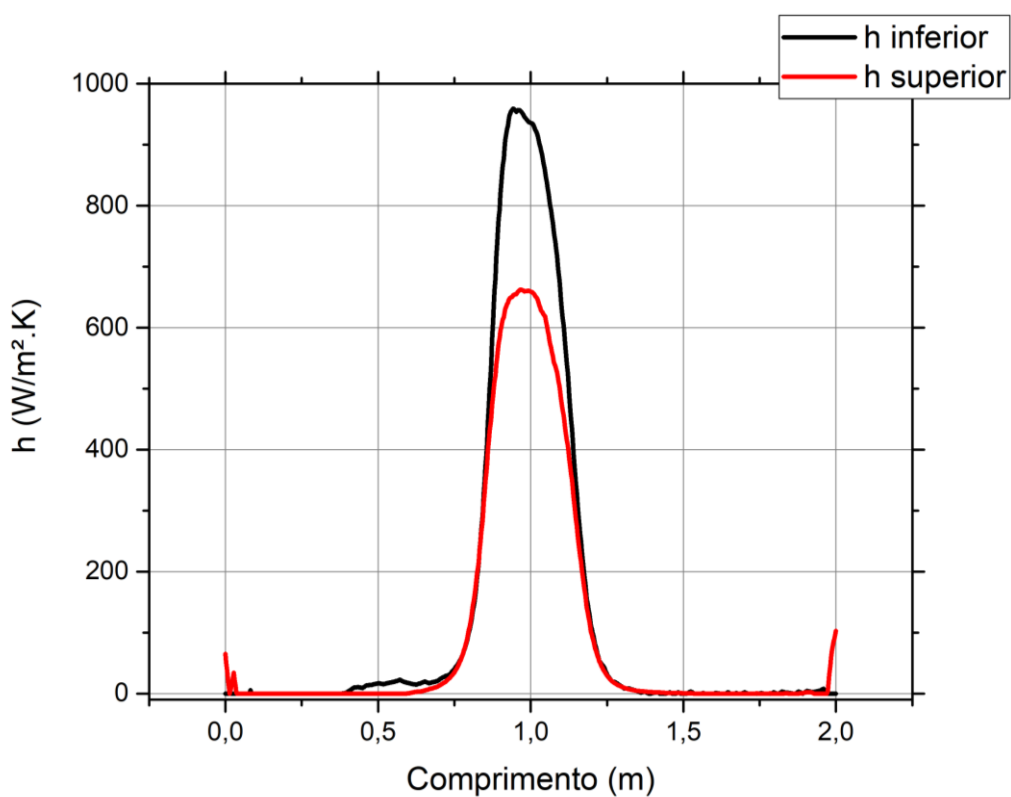


Figura 92 - Valor simulado do coeficiente de convecção(h) para o ensaio com arranjo de 3 espiras e vazão de 380 l/min

Primeiramente, o que se pode observar nas figuras está ligado a não homogeneidade no sentido circunferencial na distribuição de temperatura na peça em aquecimento, para as três vazões estudadas os coeficientes de convecção demonstraram menores valores para a parede superior do tubo, as razões para isto já foram citadas quando discutidas as razões para a ocorrência de *hotspot* nos aquecimentos do tubo com a presença de escoamento. É possível ainda visualizar que a medida que a vazão de fluido aumentou o valor de  $h$  para as duas superfícies foi se aproximando. Este comportamento está de acordo com as termografias, nas quais o *hotspot* diminui à medida que a vazão evoluiu.

Outra questão que se espera discutir é a comparação da magnitude da perda de calor proporcionada pela vazão de fluido de água na bancada experimental em relação a situação de campo de soldagem *in-service*. Para pôr em perspectiva a constante afirmação, presente inclusive na norma API 1104, de que escoar água no processo de qualificação proporciona trocas de calor mais severas do que as encontradas em campo. Aqui mais uma vez se esbarra na questão de que a soldagem *in-service* é um termo que engloba várias situações de escoamento, com diferentes vazões, pressões ou tipos de fluido, o que dificulta uma afirmação categórica, quanto a isto.

Recorre-se então aos valores discutidos por outras publicações, como forma de comparar esses valores com situações realistas de operação *in-service*. O trabalho de Sabapathy(2000), por exemplo, utilizou uma solução analítica exposta nas equações (4) e (5) para mensurar o  $h$  resultante do fluxo de metano no tubo em diferentes vazões e diferentes pressões na linha. O autor a princípio avaliou valores de  $h$  considerando a mudança da temperatura da parede do tubo entre 300 e 2500K e a velocidade linear de escoamento entre 1 e 10 m/s para um escoamento à pressão de 5 MPa e temperatura de 300 K, para estas situações os valores de  $h$  calculados ficaram entre 200 e 800 W/m<sup>2</sup>.K.

Em outro momento Sabapathy(2000) calculou para um escoamento com velocidade de 5 m/s e temperatura de 300 K, variando a pressão da linha de 1 a 10 MPa e a temperatura da parede do tubo entre 300 a 2500 K, para esta situação os valores de  $h$  se mantiveram entre 200 e 800 W/m<sup>2</sup>.K.

Huang também calculou os valores de  $h$  para o escoamento de metano em um tubo para situações de soldagem *in-service* utilizando a equação (4), mas



diferentemente de Sabapathy(2000), utilizou para calcular Nu a equação (6) que não considera a temperatura da parede do tubo para avaliar a viscosidade do fluido, variando os valores de pressão e velocidade do escoamento respectivamente de 2 a 8 MPa e de 0 a 18 m/s.. Os valores calculados pelo autor estão exibidos na Figura 93 e Figura 94.

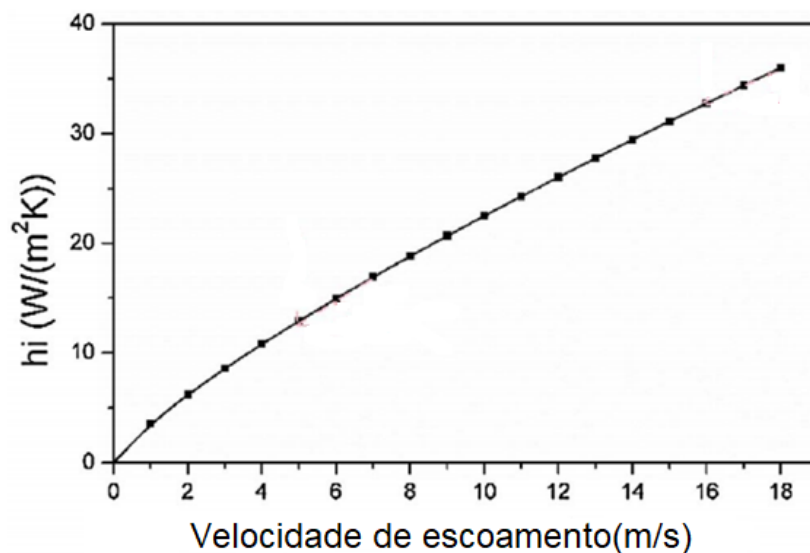


Figura 93 - Valores de  $h$  (W/m<sup>2</sup>.K) em razão da velocidade de escoamento (m/s) de gás metano para uma pressão de 2MPa

Fonte: Huang,2010

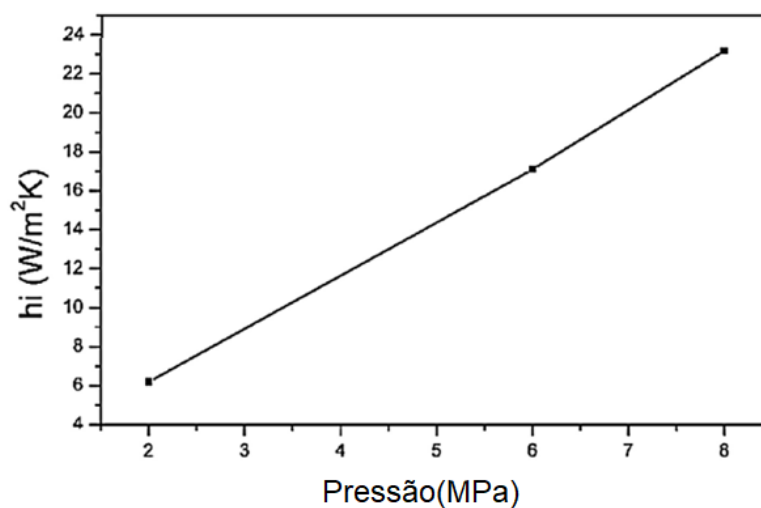


Figura 94 - Valores de  $h$  (W/m<sup>2</sup>.K) em razão da pressão da linha (MPa) para um escoamento de metano com velocidade de escoamento de 2 m/s.

Fonte: Huang,2010.

Naturalmente o aumento da pressão e da velocidade de escoamento tendem a aumentar a troca de calor convectiva para o fluido em escoamento, mas é possível notar, comparando os valores discutidos pelos autores, que os valores de  $h$  proporcionados pelo escoamento de metano somente assumiram valores próximos aos dos ensaios com água, nos valores mais elevados de vazão e pressão.

Porém em muitos dos casos esta análise representará uma avaliação superestimada da necessidade de potência do sistema de aquecimento por indução. Pensando ainda nas diferentes situações que estão englobadas na operação de soldagem *in-service* a utilização de um modelo que possa prever a operação em campo proporcionaria a avaliação adequada da fonte de aquecimento indutivo a ser mobilizada para a operação em específico, evitando mobilizar ou investir em capacidade de aquecimento além da necessária.

Para adaptar o modelo de simulação construído para a situações de campo pode-se recorrer à solução analítica inserindo as Equações (4) e (5) para considerar a perda de calor para o fluido a partir de suas propriedades, levando em conta que este modo tem razoável difusão na literatura relacionada à soldagem *in-service*.

Na Figura 95 está exibida a vista isométrica das temperaturas simuladas utilizando a solução numérica, enquanto que na Figura 96 está exposta a vista de temperatura para a simulação nas mesmas condições utilizando da solução analítica.

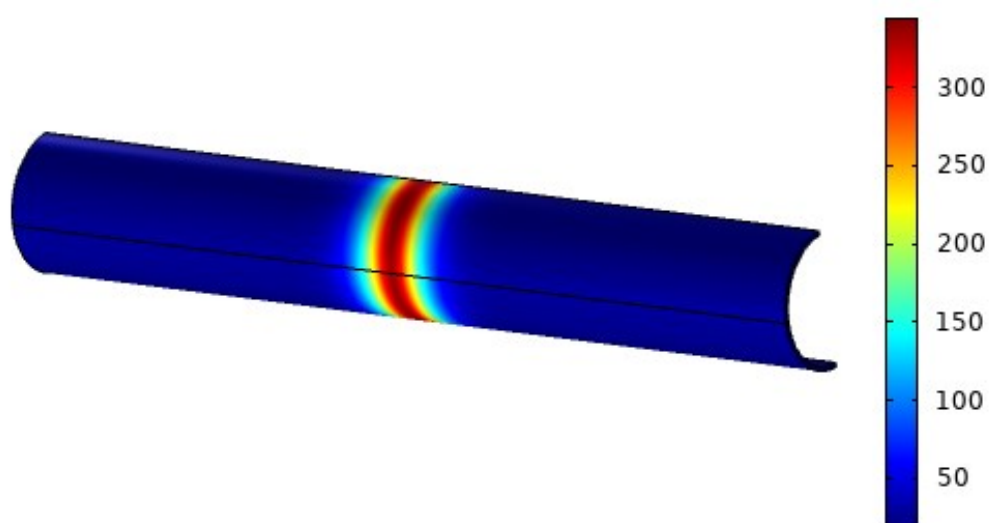


Figura 95 - Vista isométrica dos valores de temperatura(°C) simulados pela solução numérica para o arranjo de 3 bobinas com fluxo interno de óleo a 1,27 m/s após 5 minutos.

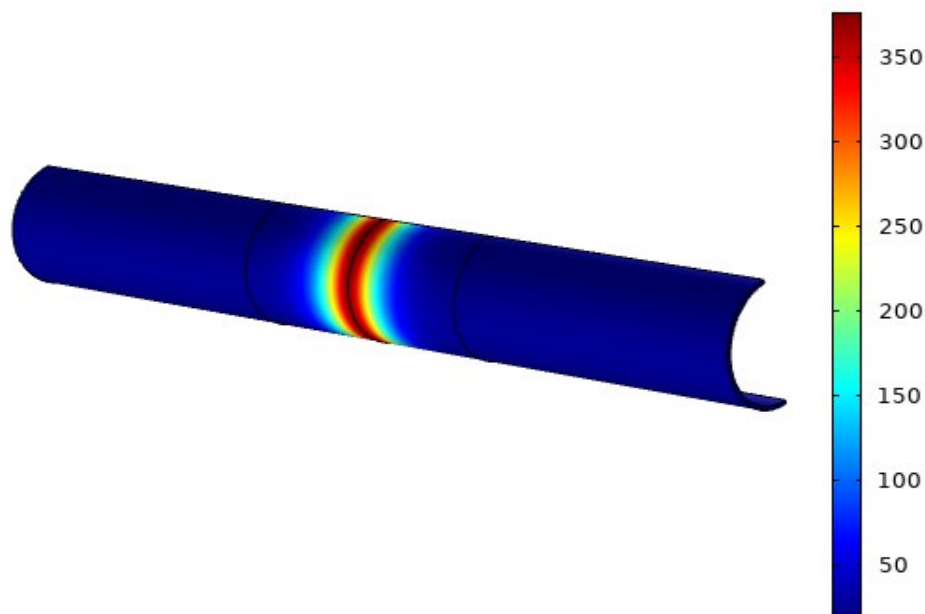


Figura 96 - Vista isométrica dos valores de temperatura(°C) simulados pela solução analítica para o arranjo de 3 bobinas com fluxo interno de óleo a 1,27 m/s após 5 minutos.

É possível observar que as simulações proporcionaram uma distribuição de temperatura similar para as duas soluções utilizadas para estimar a perda de calor para o fluido em escoamento. Nota-se também que para as duas soluções o perfil de temperatura foi simétrico no sentido rotacional para o tubo.

Esta simetria já era esperada para a solução analítica, já que esta estima o coeficiente de convecção a partir da temperatura da parede na parte interna.

Já o resultado obtido pela solução numérica, apresentou distribuição simétrica no sentido rotacional pelo fato de que o escoamento presente no tubo foi considerado completamente desenvolvido e possuía altas velocidades o que gera uma convecção predominantemente forçada.

Como forma de facilitar a comparação entre os resultados obtidos pelo método analítico e pelo método numérico, estão expostos na Figura 97 a quantidade de calor transferida por convecção à água e na Figura 98 a temperatura da superfície externa ao fim do ensaio de aquecimento para as simulações com arranjo de 3 espiras.

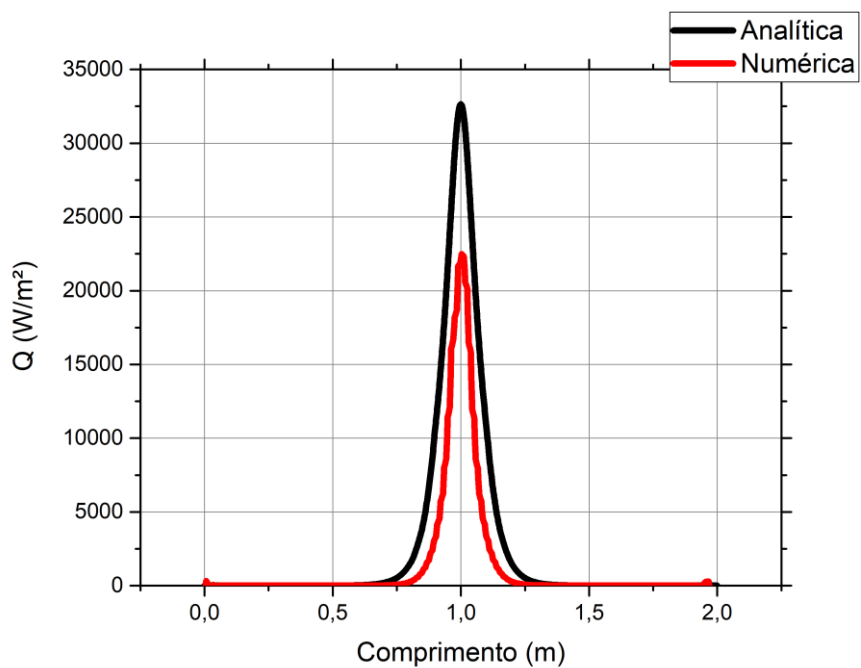


Figura 97 - Calor trocado por convecção para o fluido( $W/m^2$ ) na superfície interna do tubo para a solução analítica e numérica após 5 min.

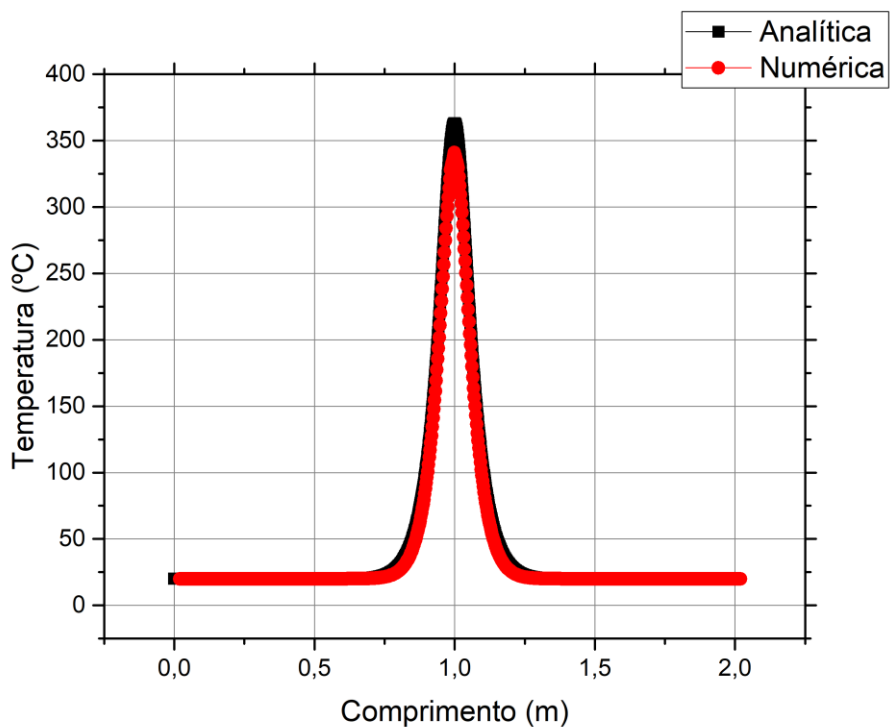


Figura 98 - Temperatura( $^{\circ}C$ ) na superfície externa do tubo para a solução analítica e numérica após 5 minutos

Pode-se observar que há uma razoável consonância entre os resultados obtidos por meio dos dois modelos construídos. Como não foram realizados ensaios com esta situação de escoamento, não há como afirmar qual solução está mais próxima da realidade. Mas, como esta solução analítica já possui um histórico considerável em aplicações para previsão de ciclo térmico em campo, em outros softwares como o *Batelle*, é mais uma forma de afirmar que o modelo de simulação desenvolvido tem potencial para previsão de operações em campo.

De todo modo há uma necessidade de aprimoramento desses modelos e de realizar etapas experimentais com situações de campo para de fato avaliar o aumento de precisão que a utilização da simulação em CFD é capaz de propiciar, para além da vantagem de ser um modelo mais adaptável a condições diferentes de escoamento.

Como desvantagem de utilizar um modelo de simulação em CFD se pode citar o fato de que os modelos construídos no contexto deste trabalho levaram em torno de 6 a 10 h para serem resolvidos. Pensando em modelos que visam agregar o processo de soldagem, ou vislumbrando a necessidade de aumentar da sua precisão, isto pode impor um custo computacional elevado, o que leva a ponderar o custo-benefício frente à solução analítica.

A solução analítica além de demandar menos tempo para sua resolução em si, como considera uma situação especial de escoamento que está relacionado a uma distribuição específica de temperaturas durante o aquecimento do tubo. Permite que se utilize um modelo 2D *axisymmetric*, por outro lado não identificará as operações onde há risco de ocorrência de *hotspot*.

## 5 CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

### 5.1 CONCLUSÕES

Este trabalho buscou contribuir para ampliar o conhecimento acerca da utilização de pré-aquecimento por indução em situações de soldagem *in-service*, utilizando-se de experimentos práticos e de simulações computacionais. Portanto, as conclusões retiradas do mesmo vão além do aquecimento por indução em si, mas vislumbra contribuir para a consolidação da simulação computacional como ferramenta de previsão para operações deste tipo.

Considerando essas especificidades, a simulação desenvolvida neste projeto pode ser uma ferramenta para o desenvolvimento de tecnologias dedicadas, diminuindo o custo de exploração e aumentando a compreensão do processo, já que o modelo construído foi capaz de prever com razoável exatidão o ciclo térmico promovido pelo mesmo. Isto sem se restringir a aplicações associadas à soldagem.

Apesar disso, observa-se que há diversas condições de escoamento, e isto valoriza e justifica os esforços de obter um modelo de simulação que seja adaptável. Neste sentido, este trabalho pôde contribuir com o amadurecimento dos conceitos para a confecção desses modelos de simulação e iniciar a linha de pesquisa do LABSOLDA/UFSC nessa direção.

De forma mais específica, observando os resultados produzidos é possível concluir que:

- Os modelos de simulação desenvolvidos foram capazes de prever o ciclo térmico proporcionado pela indução, mesmo com a presença do escoamento na parte interna do tubo, principalmente nas regiões adjacentes à bobina de indução que é a região de maior interesse

- Para os arranjos utilizados neste trabalho, quanto menor o número de espiras das bobinas, maior a corrente demandada para que a fonte proporcione o mesmo valor de potência.

- A potência transferida da bobina para a peça em aquecimento aumenta de acordo com o número de espiras que compõem a bobina, por consequência nos arranjos com mais espiras foram medidos e previstos maiores valores de temperatura considerando as mesmas posições.

- Apesar de transferir menos potência para a peça em aquecimento, os arranjos com menos espiras proporcionaram maiores temperaturas nas regiões fora da bobina, ou seja, nas regiões onde é possível utilizar o processo de soldagem. Sendo assim são os arranjos mais recomendados para as operações de soldagem *in-service*.

- O aquecimento por indução produziu um perfil de aquecimento heterogêneo na bancada com a presença do escoamento na parte interna em função da combinação de 3 fatores principais: A mudança de seção da entrada de fluido para o tubo, as baixas velocidades de escoamento e a presença de vapor no escoamento.

- Os fatores desencadeadores do aquecimento não homogêneo nos experimentos não são típicos das operações de soldagem *in-service*.

- Para as simulações de indução com altas frequências, é necessário um refino dos elementos na região onde fluem as correntes induzidas, por conta do efeito pelicular.

- A consideração do modelo, em prol da diminuição do custo computacional, de que as propriedades do material se mantém durante o aquecimento diminui a precisão do modelo para a temperatura das regiões do material aquecidas por condução, mas que provavelmente será pouco prejudicial a previsão para as operações de soldagem *in-service* já que estas devem ser realizadas em regiões próximas à bobina de aquecimento.

- A bancada experimental produziu, principalmente para a maior vazão de escoamento, uma perda de calor maior em comparação aos casos de campo que foram mensurados no trabalho, porém uma afirmação categórica de que a água proporciona uma perda de calor maior do que as demais operações, é temerária se considerar que o conceito de soldagem *in-service* é bastante amplo.

- Outro fator impeditivo para afirmações generalizadas acerca da troca de calor geradas pela água na bancada de experimentos é o fato de que os aspectos construtivos afetam a troca de calor de forma considerável e há pouca rigidez ou consenso na literatura quanto a isso e às vazões a serem utilizadas.

- O fato de o modelo negligenciar a formação de vapor durante o aquecimento foi mais prejudicial para a temperatura simulada na região mais ao

centro da bobina de indução. Porém considerando as situações típicas de soldagem em operação, esta consideração deve ser menos influente.

- A solução analítica demanda menor tempo de solução, porém como trata de condições específicas não é capaz de constituir um modelo generalista para operação *in-service*.

## 5.2 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

- Construir um modelo de simulação do aquecimento por indução do tubo com a presença de fluxo que considere a formação e presença de gás no tubo;

- Realizar ensaios para avaliar as propriedades físicas dos materiais envolvidos no processo de aquecimento por indução como forma de aumentar a exatidão dos resultados;

- Utilizar outros modelos de turbulência (como o  $k-\epsilon$  Low Reynolds) e compara-los aos resultados da solução com modelo  $k-\epsilon$ ;

- Realizar experimentos de aquecimento por indução em campo e avaliar os modelos de simulação utilizando os valores adquiridos;

- Buscar na literatura publicações que tenham executado experimentos em campo, para alimentar o modelo produzido neste trabalho e ampliar a validação do mesmo.

- Estudar as possibilidades de utilizar métodos de indução com bobinas móveis associados ao processo de soldagem;

- Incrementar aos modelos construídos o processo de soldagem, para enfim simular o processo de reparo *in-service* como um todo, avaliando o risco de perfuração e o tempo de resfriamento resultante.



## REFERÊNCIAS

A HAIDER, Aftab. **Repair Techniques for In-Service and Out of Service Buried Pipelines**., 2017. 19 p.

ANTONINO, Tiago de Sousa *et al.* Measurements of the Thermophysical Properties of the API 5L X80. **Materials Sciences And Applications**, [S.L.], v. 05, n. 08, p. 617-627, 2014. Scientific Research Publishing, Inc.. <http://dx.doi.org/10.4236/msa.2014.58064>.

AMERICAN PETROLEUM INSTITUTE. API STANDARD 1104: Welding of Pipelines and Related Facilities. 19 ed. Washington, D.C.: Ihs, 1999. 67 p.

AVENTA (São Paulo). SERVIÇOS DE TRATAMENTO TÉRMICO DE METAIS: Aquecimento por indução. **AQUECIMENTO POR INDUÇÃO**. 2015. Disponível em: <https://aventa.com.br/tratamento-termico>. Acesso em: 01 nov. 2020.

BAILEY, Norman et al. **Welding steels without hydrogen cracking**. Woodhead Publishing, 1993.

BATISSE, Remi. Review of gas transmission pipeline repair methods. In: **Safety, Reliability and Risks Associated with Water, Oil and Gas Pipelines**. Springer, Dordrecht, 2008. p. 335-349.

BATISSE, R.; HERTZ-CLEMENS, S. A review of various repair techniques for gas transmission pipelines: advantages, limitations and developments. In: **International Gas Union Research Conference. 2008**.

BAY, François et al. A numerical model for induction heating processes coupling electromagnetism and thermomechanics. **International journal for numerical methods in engineering**, v. 58, n. 6, p. 839-867, 2003.

BOWLER, N.. Frequency-Dependence of Relative Permeability in Steel. **Aip Conference Proceedings**, [S.L.], p. 1269-1276, 2006. AIP. <http://dx.doi.org/10.1063/1.2184670>.

BRUCE, William A.. Qualification of Procedures for Welding Onto In-Service Pipelines. 4Th **International Pipeline Conference**, Parts A And B, [S.L.], p. 1-15, 1 jan. 2002. ASMEDC. <http://dx.doi.org/10.1115/ipc2002-27131>.

BRUCE, William A. *et al.* Pipeline Repair Using Full-Encirclement Repair Sleeves. **Oil And Gas Pipelines**, [S.L.], p. 635-656, 7 abr. 2015. John Wiley & Sons, Inc. <http://dx.doi.org/10.1002/9781119019213.ch44>

BRUCE, W. A.; THREADGILL, P. L. **Effect of procedure qualification variables for welding onto in-service pipelines. Final report.** American Gas Association, Inc., Arlington, VA (United States). Pipeline Research Committee, 1994.

BRUCE, W. A. *et al.* **PRCI Thermal Analysis Model for Hot Tap Welding and Other Recent Advances in In-Service Welding Technology.** Columbus, Ohio: Pipeline Research Council International, . 23 p, 2002

BUBENIK, T. A. *et al.* Investigation and prediction of cooling rates during pipeline maintenance welding. **Final Report to American Petroleum Institute**, 1991.

COMSOL. **CFD MODULE USER'S GUIDE.** 2018 710 p

COOPER, R; SILVA, J H F; TREVISAN, R e. Influence of preheating on API 5L-X80 pipeline joint welding with self-shielded flux-cored wire. **Welding International**, [S.L.], v. 19, n. 11, p. 882-887, nov. 2005. Informa UK Limited. <http://dx.doi.org/10.1533/wint.2005.3494>.

DALAEI, Mohammad Taghi *et al.* Experimental and numerical study of the influence of induction heating process on build rates Induction Heating-assisted laser Direct Metal Deposition (IH-DMD). **Surface And Coatings Technology**, [S.L.], v. 384, p. 125275-125275, fev. 2020. Elsevier BV. <http://dx.doi.org/10.1016/j.surfcoat.2019.125275>.

DAVIES, E. John **Conduction and Induction Heating.** 2. ed. Londres: Y The Institution Of Engineering And Technology, 2007. 391 p.

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.

Djellabi, K. , Latreche, M. "Induction Heating Process Design Using Comsol® Multiphysics Software Version 4.2a". World Academy of Science, Engineering and Technology, Open Science Index 85, **International Journal of Electrical and Computer Engineering** (2014), 8(1), 72 – 75

DUTRA, William Todendi; MACHADO, Ivan Guerra. Influência do Pré-aquecimento Indutivo Localizado sobre Características Metalúrgicas de Juntas Soldadas. **Soldagem & Inspeção**, [S.L.], v. 22, n. 3, p. 333-342, set. 2017. FapUNIFESP (SciELO). <http://dx.doi.org/10.1590/0104-9224/si2203.10>

FOX, Robert W. *et al.* **Introdução À Mecânica Dos Fluidos.** 8. ed. Rio de Janeiro: Ltc, 2014. 888 p.

GAILLARD, R. *et al.* Methods for optimizing the preheat temperature in welding. **Welding in the World**, v. 26, n. 9, p. 230-249, 1988.

HAIMBAUGH, Richard E.. **Practical Induction Heat Treating.** 2. ed. Ohio: ASM International, 2015. 363 p.

HUANG, Zhiqiang; TANG, Haiping; DING, Yaping; WEI, Qinwen; XIA, Guofa. Numerical Simulations of temperature for the in-service welding of gas pipeline. **Journal Of Materials Processing Technology**, [S.L.], v. 248, p. 72-78, out. 2017. Elsevier BV. <http://dx.doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2017.05.008>.

IEA (Paris) (org.). **World Energy Outlook 2017**. 2017. Disponível em: <https://www.iea.org/reports/world-energy-outlook-2017>. Acesso em: 01 nov. 2020.

IEA. (Paris) (org.). **BRAZIL: Data browser..** 2020. Disponível em: <https://www.iea.org/countries/brazil>. Acesso em: 01 maio 2021.

INCROPERA, Frank P. *et al.* **Fundamentos da transferência de calor e massa**. 6. ed. Rio de Janeiro: Ltc, 2008. 643 p.

JASKE, Carl E. *et al.* **Pipeline Repair Manual: Final report**. 6. ed. Columbus: Edison Welding Institute, 2006.

J. E. Jones, V. L. Rhoades and S. K. Madden, "High Deposition Welding for Shipbuilding," in **National Shipbuilding research Program**. Joint Panel Meeting, Minneapolis, 2012.

JONES, Jerald. Hybrid induction arc welding reduces weld distortion and boosts productivity. **Advanced Materials & Processes**, v. 173, n. 1, p. 34-37, 2015.

KHAN, Irshad. **Analysis and design of a high frequency induction-heating system**. 2003. Dissertação de Mestrado. University of Cape Town.

KIEFNER, John F.; FISCHER, Robert D. Models aid pipeline-repair welding procedure. **Oil Gas Journal**; (United States), v. 86, n. 10, 1988.

KOROL'KOV, P. M.. Efficient methods of preheating in welding joints in pipelines. **Welding International**, [S.L.], v. 26, n. 2, p. 155-159, fev. 2012. Informa UK Limited. <http://dx.doi.org/10.1080/09507116.2011.600062>.

KOROL'KOV, P.M.; BARABANSHCHIKOV, A.V.. Heat treatment of welded joints in Sakhalin-2 transmission gas pipeline. **Welding International**, [S.L.], v. 24, n. 11, p. 897-901, nov. 2010. Informa UK Limited. <http://dx.doi.org/10.1080/09507116.2010.486202>.

LAHDO, Rabi; SEFFER, Oliver; SPRINGER, André; KAIERLE, Stefan; OVERMEYER, Ludger. GMA-laser Hybrid Welding of High-strength Fine-grain Structural Steel with an Inductive Preheating. **Physics Procedia**, [S.L.], v. 56, p. 637-645, 2014. Elsevier BV. <http://dx.doi.org/10.1016/j.phpro.2014.08.060>

LIPPOLD, John C. *et al.* **Welding metallurgy and weldability**. USA: John Wiley & Sons Incorporated, 2015.

NICHOLAS, TL Joanna. Development and Qualification of Welding Procedures and Inspection Methodology for In-service Welding. In: **Evaluation, Rehabilitation and Repair of Pipelines Conference**, Berlin, Germany. 2010.

Miller Electric Company, **Meet the Demanding Requirements of Welding P91 Pipe With Advanced Wire Processes**. 2016. Disponível em: <https://www.millerwelds.com/resources/article-library/meet-the-requirements-of-welding-p91-pipe-with-wire-processes>. Acesso em: 10 nov. 2020.

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>

MUNSON, Bruce R. *et al.* **Fundamentos da mecânica dos fluidos**. São Paulo: Edgard Blücher, 2004. 563 p.

PAES, M. T. P. Procedimentos para a Soldagem de Dutos e Tubulações Industriais em Operação. **Relatório Técnico Final**. Rio de Janeiro: PETROBRAS/CENPES/DIPILOT/SEMEC, 2000.

PEREIRA, Aldo Santos *et al.* Soldagem em operação de dutos de alta resistência e baixa espessura com ênfase nas trincas a frio. **Soldagem & Inspeção**, [S.L.], v. 17, n. 2, p. 88-95, jun. 2012. FapUNIFESP (SciELO). <http://dx.doi.org/10.1590/s0104-92242012000200002>.

PETROBRÁS. **N-2163**: Soldagem e Trepanação em Equipamentos, Tubulações Industriais e Dutos em Operação. 1 ed. Rio de Janeiro: Contec, 2015. 21 p.

PETROBRÁS (org.). **Planejamento Estratégico Horizonte 2030: As grandes escolhas da Petrobras**. 2014. Disponível em: <https://petrobras.com.br/fatos-e-dados/planejamento-estrategico-horizonte-2030-as-grandes-escolhas-da-petrobras.htm>. Acesso em: 01 nov. 2020

TRANSPETRO (org.). **Roubo nos dutos**. 2020. Disponível em: <https://www.roubonosdutos.com.br/>. Acesso em: 01 nov. 2020

REUTERS (org.). **Petrobras registrou recorde de 261 casos de furto de combustível em dutos em 2018**. 2019. Disponível em: <https://g1.globo.com/economia/noticia/2019/09/20/petrobras-registrou-recorde-de-261-casos-de-furto-de-combustivel-em-dutos-em-2018.ghtml>. Acesso em: 01 nov. 2020.

SABAPATHY, P. N *et al.* Numerical methods to predict failure during the in-service welding of gas pipelines. **The Journal Of Strain Analysis For Engineering Design**, [S.L.], v. 36, n. 6, p. 611-619, 1 ago. 2001. SAGE Publications. <http://dx.doi.org/10.1243/0309324011514755>

SABAPATHY, Prakash N.. **Predicting weld cooling rates and the onset of failure during in-service welding**. 2002. 269 f. Tese (Doutorado) - Curso de Mechanical Engeneering, Department Of Mechanical Engeneering, The University Of Adelaide, Adelaide, 2002.

WANG, K. F.; CHANDRASEKAR, S.; YANG, Henry T. Y.. Finite-element simulation of induction heat treatment. **Journal Of Materials Engineering And Performance**, [S.L.], v. 1, n. 1, p. 97-112, fev. 1992. Springer Science and Business Media LLC. <http://dx.doi.org/10.1007/bf02650041>.

YUNOVICH, Mark; THOMPSON, Neil G.. **Evaluation of Preheat Requirements for In-service Welding**. Columbus: PRCI, 2005. 81 p.

ZINN, S. *et al.* **Elements of induction heating: design, control and applications**. 6. ed. Collumbus: Asm International, 2002. 323 p.

