



UNIVERSIDADE FEDERAL DE PERNAMBUCO
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA

Eduardo José Fernandes Rocha

Modelagem da distribuição de temperatura numa junta soldada do aço
API 5L X80 com validação do modelo por imagens termográficas

RECIFE

2016

Eduardo José Fernandes Rocha

Modelagem da distribuição de temperatura numa junta soldada do aço API 5L X80 com validação do modelo por imagens termográficas.

Tese de doutorado apresentada ao programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica como requisito para obtenção do título de Doutor em Engenharia Mecânica.

Orientador: Prof. Dr. Ricardo Artur Sanguinetti Ferreira

Coorientador: Prof. Dr. José Maria Andrade Barbosa

RECIFE

2016

Catálogo na fonte
Bibliotecária Valdicéa Alves, CRB-4 / 1260

R672m	Rocha, Eduardo José Fernandes. Modelagem da distribuição de temperatura numa junta soldada do aço API 5L X80 com validação do modelo por imagens termográficas./ Eduardo José Fernandes - 2016. 170 folhas; Ils.; Tabs.; Abr. e Sigl. Orientador: Prof. Dr. Ricardo Artur Sanguinetti Ferreira. Coorientador: Prof. Dr. José Maria Andrade Barbosa. Tese (Doutorado) – Universidade Federal de Pernambuco. CTG. Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, 2016. Inclui Referências e Anexos. 1. Engenharia Mecânica. 2. Modelagem numérica. 3. Soldagem GMAW do aço API 5L X80. 4. Ciclo térmico. 5. Termografia infravermelha passiva. I. Ferreira, Ricardo Artur Sanguinetti. (Orientador). II. Barbosa, José Maria Andrade (Coorientador). III. Título. 621CDD (22. ed.)	UFPE BCTG/2017 - 106
-------	---	------------------------------------

22 de dezembro de 2016.

“MODELAGEM DA DISTRIBUIÇÃO DE TEMPERATURA NUMA JUNTA
SOLDADA DO AÇO API 5L X80 COM VALIDAÇÃO DO MODELO POR
IMAGENS TERMOGRÁFICAS”

EDUARDO JOSÉ FERNANDES ROCHA

ESTA TESE FOI JULGADA ADEQUADA PARA OBTENÇÃO DO TÍTULO DE
DOUTOR EM ENGENHARIA MECÂNICA

ÁREA DE CONCENTRAÇÃO: ENGENHARIA DE MATERIAIS E FABRICAÇÃO

APROVADA EM SUA FORMA FINAL PELO
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA
MECÂNICA/CTG/EEP/UFPE

Prof. Dr. RICARDO ARTUR SANGUINETTI FERREIRA
ORIENTADOR/PRESIDENTE

Prof. Dr. JOSÉ MARIA ANDRADE BARBOSA
COORIENTADOR

Prof. Dr. CEZAR HENRIQUE GONZALEZ
COORDENADOR DO PROGRAMA

BANCA EXAMINADORA:

Prof. Dr. RICARDO ARTUR SANGUINETTI FERREIRA (UFPE)

Prof. Dr. JOSÉ MARIA ANDRADE BARBOSA (UFPE)

Prof. Dr. OSCAR OLÍMPIO DE ARAÚJO FILHO (UFPE)

Prof. Dr. YOGENDRA PRASAD YADAVA (UFPE)

Prof. Dr. FRANCISCO ILO BEZERRA CARDOSO (UPE)

Prof. Dr. PABLO BATISTA GUIMARÃES (IFPE)

À Deus, razão do princípio, meio e fim, aos meus pais (meu pai Silvino, *in memoriam*) que me proporcionaram todos os meios materiais indispensáveis às minhas conquistas culturais e pelos exemplos de vida que sempre me deram, à esposa Sabrina, aos nossos filhos Eduardo, Raissa e Victor e ao neto Rafael, como compensação simbólica às horas de convívio que lhes foram furtadas, destinadas ao aprendizado e à qualificação profissional.

AGRADECIMENTOS

À Deus, fonte inesgotável de vida, força, alegria, sabedoria e fé, o meu primeiro agradecimento. Eu nada seria sem Ti.

Aos meus pais e irmãos, que, sempre presentes em minha vida, participaram significativamente para o que sou e tenho hoje. O meu eterno obrigado.

À minha esposa querida Sabrina, pela intensidade do amor que se renova a cada olhar, a cada beijo, a cada dia, amo-te mais.

Aos nossos filhos amados, Eduardo, Raissa e Victor e ao nosso neto Rafael, razão para o meu viver, pelas horas roubadas do nosso convívio, pela alegria de ter sempre o retorno para o lar tão caloroso, com vocês sempre sorrindo e me amando. Tudo faço para o nosso crescimento como família. Vocês são os meus tesouros aqui na terra.

Aos meus orientadores e amigos, professor Ricardo Sanguinetti e professor José Maria, por todo apoio, dedicação e paciência, em repassar seus inestimáveis conhecimentos, durante a realização deste trabalho, e pela abertura em me fornecer as suas ricas fontes de contatos, que foi fundamental para ter galgado este degrau no conhecimento.

A todos que, de uma forma ou de outra, colaboraram para o meu sucesso no caminho do saber.

Ao Gerente da Unidade Lincoln Electric Recife - PE, Sr. André Maurício Souza Farias, que nos cedeu o consumível utilizado neste estudo.

Ao Administrador de Empresas e Gestor da Unidade Comercial Gerdau do bairro da Muribeca, Sr. Marcos Bruno Carvalho, que nos cedeu as chapas utilizadas nos experimentos.

A todos os professores e colegas do curso de Engenharia Mecânica da UFPE que me apoiaram no desenvolvimento deste tema, em especial ao amigo Marcus Araújo que sempre, com muito boa vontade, apoiou-me na operacionalização da termocâmara e a todos os colegas do projeto Baja da UFPE, que juntos fizeram diversas atividades de empréstimo e de logística de materiais utilizados nos experimentos.

“FELIZ AQUELE QUE TRANSFERE O QUE SABE E APRENDE O QUE ENSINA”

Cora Coralina

RESUMO

Este trabalho visa realizar estudos de distribuição de temperatura num processo de soldagem com enchimento ao arco elétrico mediante aplicação de uma modelagem matemática e validados com o auxílio de equipamentos de medição de calor que operam no intervalo do espectro da radiação infravermelha. A metodologia numérica baseou-se no método de elementos finitos, suportados pelo software Abaqus 6.12 que permitiu realizar uma análise em três dimensões do calor envolvido neste enchimento. A modelagem da fonte de calor em movimento foi empreendida com base na dupla elipsoide de Goldak e consequente distribuição do volume de energia, onde incluem-se as propriedades termofísicas do material e respectivas condições de contorno inerentes ao sistema. O campo experimental serviu de base para alimentar os dados computacionais e neste, foram utilizados painéis retangulares de aço ASTM A36 medindo 300 mm x 200 mm x 4,76 mm com soldagem por enchimento, sem entalhe no cordão de solda, bem como o uso de painéis retangulares do aço API 5L X80 medindo 150 mm x 80 mm x 7,5 mm com profundidade de chanfro de 4mm, tendo sido realizados em ambos modelos, soldagem com sistema semi-automatizado na posição horizontal 2G, por intermédio do processo de soldagem GMAW (Gas Metal Arc Welding), especificamente MAG (Metal Active Gas). Os estudos para obtenção dos campos de temperatura foram realizados sob diferentes condições de aporte térmico, fazendo-se uso de dois sistemas independentes de termografia infravermelha aplicados na forma passiva: pirômetro e câmera termográfica. A primeira etapa coincide com o uso de ambos os sistemas de instrumentação quando estes, previamente calibrados, norteiam as respostas dos campos de temperatura e em comparação, pode-se validar a câmera termográfica como um instrumento confiável. Nesta fase, a temperatura captada na chapa atinge 670°C ($\approx$ 943 K). A segunda etapa ocorreu em disposição semelhante, sendo captada temperaturas apenas através da câmera termográfica. Os resultados mostram que a chapa alcança a temperatura de 1.045°C ($\approx$ 1.318 K), sendo possível captar a curva completa do ciclo térmico de soldagem na face oposta ao cordão de solda. Propriedades térmicas dependentes no tempo, bem como, efeitos de mudança de fase foram considerados. Em substituição ao uso de termopares fora assumido aplicar-se a técnica da termografia infravermelha que, comparativamente à modelagem numérica, foram obtidos excelentes graus de coerência na quantificação dos demasiados campos térmicos vigentes na soldagem.

Palavras-chave: Modelagem numérica. Soldagem GMAW do aço API 5L X80. Ciclo térmico. Termografia infravermelha passiva.

ABSTRACT

This work aims to conduct temperature distribution studies in a welding process that involves electric arc filling with the use of a mathematical model, where validation was performed with the aid of a heat measurement equipment operating in the infrared spectrum range. The numerical methodology was based on the finite element method, supported by Abaqus 6.12 software, which enabled a three-dimensional analysis of the heat involved in the filling. The modeling of the heat source in motion was based on Goldak's double ellipsoid and the consequent energy volume distribution, including the thermophysical properties of the material and the respective boundary conditions inherent to the system. The experimental field served as a basis for providing the computational data, in which rectangular panels made of ASTM A36 steel measuring 300 mm x 200 mm x 4.76 mm were used with welding by filling, without notch in the weld bead, as well as the use of rectangular panels made of API 5L X80 steel measuring 150 mm x 80 mm x 7.5 mm with a chamfer depth of 4 mm, where semi-automated welding system in the 2G horizontal position have been realized in both models through the GMAW welding process (Gas Metal Arc Welding), specifically MAG (Metal Active Gas). The studies required to obtain the temperature fields were carried out under different thermal input conditions, applying passively two independent infrared thermography systems: pyrometer and thermographic camera. The first step coincides with the use of both instrumentation systems which when previously calibrated, direct the temperature field responses and in comparison, it becomes possible to validate the thermographic camera as a reliable instrument. At this stage, the temperature captured on the plate reaches 670 ° C ($\approx$ 943 K). The second stage occurred in a similar arrangement, with temperatures being captured only through the thermographic camera. The results show that the plate reaches a temperature of 1,045°C ($\approx$ 1,318 K), making it possible to capture the complete curve of the thermal welding cycle on the opposite side of the weld bead. Time-dependent thermal properties, as well as phase change effects were considered. In substitution to the use of thermocouples, the infrared thermography technique was applied, which, when compared to numerical modeling, demonstrated excellent coherence degrees with respect to other thermal fields in welding.

Keywords: Numerical modeling. API 5L X80 steel GMAW welding. Thermal cycle. Passive infrared thermography.

LISTA DE FIGURAS

Figura 1 - Soldagem GMAW.	21
Figura 2 - Equipamento para Soldagem GMAW.	22
Figura 3 - Representação esquemática de um ciclo térmico de soldagem.	23
Figura 4 - Curva de repartição térmica. H_1 e $H_2 \rightarrow$ Energia de soldagem.	23
Figura 5 - Desenho esquemático das regiões de uma junta soldada.	24
Figura 6 - Representação esquemática de distribuição de temperatura na ZTA.	25
Figura 7 - Corrente-tensão versus tempo, típico do ciclo de curto-circuito	26
Figura 8 - Representação de fontes.	31
Figura 9 – Imagem contendo a disposição das linhas isotérmicas diante de uma chapa grossa, sendo $T_1 > T_2 > T_3 > T_4$	32
Figura 10 – Imagem do fluxo de calor em 2D nas chapas finas.	33
Figura 11 – Gráfico da função de Bessel modificada de segundo tipo e ordem zero	34
Figura 12 - Distribuição de temperatura em torno da poça de fusão, no plano xz, conforme os três modelos matemáticos de Rosenthal.	36
Figura 13 – Esquema da disposição presente entre diferentes campos e suas contribuições nas simulações de soldagem.	37
Figura 14- Modelo de fonte superficial de Gauss.	39
Figura 15 - Modelo de fonte Elipsoidal.	40
Figura 16 - Modelo de fonte de calor de soldagem de Goldak.	42
Figura 17 - O espectro eletromagnético e regiões de comprimento de ondas.	47
Figura 18 - Transmissão da radiação infravermelha na atmosfera.	48
Figura 19 - (a) Corpo negro. (b) Corpo real.	49
Figura 20 - Ilustração da lei de Planck.	50
Figura 21 - Emissividade de um corpo negro e de uma superfície real.	51
Figura 22 - Balanço de energia radiante para um corpo real.	54
Figura 23 - Transferência de calor por radiação.	56
Figura 24 - Energia de radiação total que sai de uma superfície.	56
Figura 25 - Esquema de transferência de calor num elemento diferencial da chapa metálica.	57
Figura 26 - Fontes que interagem no resultado de medição obtidos por um termovisor.	60
Figura 27 – Posição de soldagem 2G horizontal, conforme norma ASME seção IX (QW461).	65

Figura 28 – Corpo de prova da etapa 1.....	66
Figura 29 - Corpo de prova da etapa 2.	67
Figura 30 - Etapa 1. Mesa de coordenadas com suporte porta chapa vertical aparafusado à mesma. Posição de Soldagem Horizontal 2G.....	69
Figura 31 - Etapa 2. Tartaruga disposta sobre o trilho com tocha de soldagem acoplada ao seu sistema de suporte. Posição de Soldagem Horizontal 2G.	70
Figura 32 - Ângulo de tomada das imagens IR em relação a chapa de soldagem, disposto na etapa inicial.....	73
Figura 33 – Pirômetro * (à esquerda) e câmera termográfica ** (à direita).....	73
Figura 34 -Aplicação do pirômetro infravermelho diante dos distanciamentos recomendado, limitante e incorreto sobre o objeto em estudo.	75
Figura 35 - Campo de visão do pirômetro.....	75
Figura 36 – Calibração preliminar do Pirômetro.....	76
Figura 37 - Variação da emissividade de acordo com o ângulo de visão.....	78
Figura 38 – Fluxograma metodológico.	79
Figura 39 - Influência da incorreta emissividade.	80
Figura 40 - Gráfico da emissividade versus a temperatura.	82
Figura 41 - Gráfico da distribuição estatística da emissividade, com curva de tendência polinomial de grau 6.	82
Figura 42 - Detalhamento do laboratório experimental.....	83
Figura 43– Suporte porta chapa vertical (fixo à mesa com tampo móvel) e base de fixação da tocha de soldagem (à esquerda da imagem).	84
Figura 44 – Desenho com cotas do suporte porta chapas vertical para uso em mesa com tampo móvel, construídos no aço ASTM A 36.	85
Figura 45– Base de fixação plenamente ajustável às necessidades de posicionamento da tocha de soldagem.	86
Figura 46 – Desenho com cotas da base de fixação da tocha construído no aço ASTM A 36.	86
Figura 47 - Detalhamento do experimento.	87
Figura 48 – Alinhamento do laser em relação à tocha.	90
Figura 49 – Área circular visualizada no sistema IR, semelhante à do PIR.	91
Figura 50 – Suporte porta chapa vertical (fixo à mesa com tampo fixo) construído no aço ASTM A 36.	93
Figura 51 – Desenho com cotas do porta chapa vertical, que permite estacionar corpos de prova com dimensões variáveis.	93

Figura 52 – Montagem diante da etapa 2.	94
Figura 53 - Elemento finito do tipo DC3D8.....	98
Figura 54 - Malha de elementos finitos usada na simulação numérica.	98
Figura 55 - Macrografia da junta soldada do aço API 5L X80, após ataque do ácido nital a 5%. Aumento 13 X.	102
Figura 56 – Esquema da condição de contorno mecânica disposta nos ambientes real e virtual.	104
Figura 57 – As aplicações dos referidos suportes permitiram o alinhamento e o referenciamento dos sistemas embarcados com automação.....	105
Figura 58 – Suportes de fixação garantiram confiabilidade e qualidade na execução das soldagens.	106
Figura 59 – Suporte vertical regulável em aplicação à soldagem automatizada.	106
Figura 60 - Ciclo térmico de soldagem registrado pela TC.....	107
Figura 61 - Ciclo térmico de soldagem registrado pelo PIR.	108
Figura 62 - Campos de temperatura.	110
Figura 63 - Ciclos térmicos FEM e IR.	111
Figura 64 – Desenho de corpo de prova em CAD que orienta modelo estabelecido no FEM.	112
Figura 65 – Plano de referência face frontal com histórico da distribuição de temperatura da junta soldada do aço API 5LX80, mediante modelagem numérica nos tempos de 1, 5, 10, 20 e 35 segundos.	116
Figura 66 – Plano de referência face perpendicular à soldagem com histórico da distribuição de temperatura da junta soldada do aço API 5LX80, mediante modelagem numérica nos tempos de 1, 5, 10, 20 e 35 segundos.....	118
Figura 67 – Plano de referência face detrás com histórico da distribuição de temperatura da junta soldada do aço API 5LX80, mediante modelagem numérica nos tempos de 5, 10, 20 e 35 segundos.	119
Figura 68 – Ciclos térmicos obtidos numericamente na superfície de soldagem distantes 0mm,1mm,2mm,3mm e 5mm em relação à soldagem.....	121
Figura 69 – Detalhamento do ciclo térmico obtido pela curva de 3mm.....	122
Figura 70– Distribuição de temperatura obtida na face da soldagem utilizando-se do Método dos Elementos Finitos.....	123

LISTA DE TABELAS

Tabela 1- Interação entre diferentes campos físicos.....	38
Tabela 2 - Sub-regiões da radiação infravermelha.	47
Tabela 3 - Emissividade de alguns materiais a 0°C (≈ 273 K).....	51
Tabela 4 – Energia radiante da superfície dos materiais.	54
Tabela 5 - Vantagens e limitações da termografia por infravermelhos.....	63
Tabela 6 - Parâmetros de soldagem - 1ª etapa do experimento.	71
Tabela 7 - Parâmetros de soldagem - 2ª etapa do experimento.	72
Tabela 8 – Banco de dados para a modelagem matemática	96
Tabela 9 - Resultados medidos experimentalmente das propriedades termofísicas do API 5L X80.	100
Tabela 10 – Parâmetros geométricos obtidos experimentalmente	102
Tabela 11 - Comparação entre temperaturas de pico, conforme distância dos pontos em relação ao centro do cordão de solda (CCS).	114

SUMÁRIO

1	INTRODUÇÃO.....	17
2	OBJETIVOS.....	19
2.1	Objetivo Geral	19
2.2	Objetivos Específicos	19
3	REVISÃO BIBLIOGRÁFICA.....	20
3.1	Soldagem GMAW	20
3.2	Aspectos Térmicos da Soldagem	22
3.3	Aporte térmico.....	25
3.4	Fluxo de Calor na Soldagem	28
3.5	Condução de Calor em Chapas	31
3.6	Modelos matemáticos de fontes de calor de soldagem	36
3.6.1	Fonte Superficial De Gauss.....	39
3.6.2	Fonte volumétrica do tipo Elipsoidal	40
3.6.3	Fonte volumétrica do tipo Duplo Elipsoidal	41
3.7	Modelagem do material de adição.....	43
3.8	Termografia.....	44
3.9	Princípios da câmera infravermelha	46
3.9.1	Corpo negro	48
3.9.2	Emissividade	50
3.9.3	Corpos reais.....	53
3.10	Condições para aplicação da termografia por infravermelho.....	58
3.10.1	Equação de medição com um termovisor.....	59
3.10.2	Processamento de dados e elaboração do relatório	61
3.11	Vantagens e limitações da termografia	61
3.12	Aplicações da termografia na soldagem.....	63
3.12.1	Após a soldagem	63
3.12.2	Durante a soldagem.....	64
4	MATERIAIS	65
4.1.1	Corpos de Prova (CP).....	66
4.1.2	Sistemas de soldagem automatizado	67
4.1.3	Parâmetros de soldagem.....	70

4.2	Sistema de monitoramento para aquisição de dados e imagens.....	73
4.2.1	Pirômetro de Radiação	74
4.2.2	Câmera Termográfica.....	76
4.3	Formulação numérica.....	79
4.3.1	Valor da emissividade proveniente de estudo anterior realizado pelo autor	80
4.4	Etapa 1: Equipamentos utilizados	83
4.4.1	Montagem do sistema de monitoramento	87
4.4.2	Etapa 1: tópicos de destaque à boa execução dos experimentos.....	88
4.4.3	Etapa 1: Validação da instrumentação de medição de temperatura (monitoramento ocorrido pela face detrás à soldagem no CP)	89
4.5	Etapa 2: Evento com vistas ao fornecimento de dados à modelagem do campo térmico (monitoramento ocorrido pela face detrás à soldagem no CP).	91
4.5.1	Etapa 2: Equipamentos utilizados	92
4.5.2	Etapa 2: Montagem do sistema de monitoramento	94
4.6	Pós-processamento e análise de imagens	95
4.7	Modelagem por elementos finitos	95
4.7.1	Malha de elementos finitos.....	97
4.7.2	Análise térmica.....	99
4.7.3	Fonte de calor: movimento e modelagem	101
4.7.4	Condição de contorno térmica.....	102
4.7.5	Condição de contorno mecânica.....	103
5	RESULTADOS E DISCUSSÕES.....	105
5.1	Construção de suportes no Aço ASTM A 36 com aplicação em soldagem com automação.....	105
5.2	Resultados da validação diante dos instrumentos envolvidos nas medições de temperatura	107
5.3	Imagem dos Campos de Temperatura	109
5.4	Ciclos térmicos obtidos numericamente e experimentalmente	110
6	CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS.....	134
6.1	Conclusões.....	134
6.2	Sugestões para trabalhos futuros	136
	REFERÊNCIAS	138
	ANEXO A - Composição química do aço api 5l x80 (% massa).....	151
	ANEXO B - Certificado de conformidade do aço ASTM A 36	152

ANEXO C - Certificado de calibração da termocâmara FLIR S 45	155
ANEXO D - Datasheet do consumível (arame sólido) utilizado na etapa 1	157
ANEXO E - Datasheet do consumível (arame sólido) utilizado na etapa 2.....	158
ANEXO F - Datasheet do pirômetro RAYMX4PB	159
ANEXO G - Certificado de calibração do pirômetro RAYTEK RAYMX4PB.....	162
ANEXO H – Fonte de alimentação elétrica da soldagem	164
ANEXO I - Tocha de soldagem TBI 360 utilizada nos experimentos	166
ANEXO J - Comparativo dos resultados de outros autores	169
ANEXO K – Trabalhos produzidos	170

1 INTRODUÇÃO

As atividades que fomentam a busca pela constante evolução tecnológica devem ter como premissas básicas a melhoria da qualidade de vida para a humanidade, através do uso otimizado dos recursos naturais, da construção de produtos mais eficientes e da redução de seus custos de produção. O processo de soldagem com união por fusão ao arco elétrico configura-se como sendo um dos processos de manufatura, automatizado ou não, mais utilizado na indústria metal mecânica mundial. Bilhões de dólares anualmente são gastos neste segmento devido ao retrabalho proveniente de problemas de soldagem destes produtos (RODRÍGUEZ *et al.*, 2011), uma vez que a zona adjacente à solda é exposta a ciclos térmicos e transformações metalúrgicas complexas, induzindo-a a geração de tensões residuais e deformações.

A descentralização com conseqüente fortalecimento da indústria petrolífera e o ressurgimento da indústria naval nacional, anteriormente de grande representatividade nos eixos Sul e Sudeste do país, quando a partir do ano de 2005 ocorreu a inserção deste segmento produtivo na Região Nordeste, através das obras de construção da Refinaria de Petróleo Abreu e Lima e da instalação de Estaleiros de grande porte, motivando os estudos na área de soldagem.

A presente pesquisa é de grande interesse deste segmento, pois viabilizam a troca de conhecimentos teóricos e práticos de ambas as partes, permitindo propiciar informações possíveis de implementação, através de método científico testado e verificado experimentalmente, expectando contribuir para a melhoria qualitativa e quantitativa desta cadeia produtiva.

No intuito de obter-se uma produção industrial mais sistemática e com melhor controle de qualidade, aplicou-se uma soldagem mecanizada mais eficiente e econômica, permitindo uma maior repetitividade das propriedades mecânicas desejadas na junta soldada, reduzindo o desperdício de materiais e o tempo gasto com ensaios destrutivos e não destrutivos.

O tema que aborda a termografia na soldagem ainda aparece com alguma escassez como fruto de trabalhos aplicados e desenvolvidos em universidades e empresas no mundo, provavelmente devido aos elevados custos de aquisição das câmeras portáteis de infravermelho e pela sua aplicabilidade viabilizada somente a partir de 1993, configurando-se como uma

técnica bastante recente. Países mais desenvolvidos e com maiores investimentos em pesquisa e desenvolvimento, sobretudo Alemanha, Inglaterra, Japão, EUA, recentemente China, Índia e outros, lideram estes estudos.

A técnica termográfica analisa a quantidade de calor transferida por radiação eletromagnética através do uso de sensores que captam esta emissão, permitindo analisar as diferentes regiões de mesma temperatura e assim, interpretar o comportamento microestrutural das áreas receptoras de aportes energéticos de calor, ocorridos no processo. Além de servir como fonte de dados para validação do modelo numérico criado através do método dos elementos finitos, quando se estabeleceu o protótipo da fonte de calor e do seu movimento e ainda, da junta soldada na peça analisada.

Em função das elevadas temperaturas presentes no processo de soldagem adotado, este trabalho baseou-se na realização de termogramas e curvas de resfriamento, mediante tomadas de imagens distantes da poça de fusão, utilizando-se do lado da chapa oposto ao cordão da soldagem. Contudo, estes resultados nos remetem a confirmar a possibilidade de inserção de técnicas de monitoramento e controle aos processos, viáveis de serem extraídas da termografia infravermelha e que podem proporcionar novos padrões operacionais mediante a caracterização de todo o ciclo térmico da soldagem e assim, obter-se a redução de muitos defeitos antes e depois da solidificação do metal fundido, e, portanto, aumentando a confiabilidade destas linhas produtivas e da melhoria de seu desempenho geral.

2 OBJETIVOS

2.1 OBJETIVO GERAL

Desenvolver e implementar metodologia numérica e experimental para modelar o campo de temperatura num processo de solda ao arco elétrico *Gas Metal Arc Welding* (GMAW) e validar o modelo por análises termográficas.

2.2 OBJETIVOS ESPECÍFICOS

- Construir dispositivos para fixação e deslocamento do corpo de prova e da tocha de soldagem;
- Realizar soldagem ao arco com proteção gasosa GMAW em chapas de aço ASTM (*American Society for Testing and Materials*) A 36 e API (*American Petroleum Institute*) 5LX80;
- Realizar ciclos térmicos das juntas soldadas através do uso de técnicas da termografia infravermelha, mediante instrumentos de pirometria ótica e termocâmera;
- Modelar o campo de temperatura em três dimensões para comparação com os resultados experimentais;
- Validação do modelo teórico.

3 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

3.1 SOLDAGEM GMAW

Os processos de união de metais são divididos em duas categorias principais, quais sejam, os provenientes do surgimento de forças mecânicas macroscópicas entre as partes a serem unidas e aqueles provenientes de forças microscópicas. No caso macroscópico tem-se os tipos conhecidos como a parafusagem e a rebiteagem nos quais, a resistência da junta vem da resistência ao cisalhamento do parafuso ou rebite, acrescido das forças de atrito entre as superfícies em contato. No caso microscópico a união é obtida pela aproximação das moléculas e átomos das partes a serem unidas, ou destas e um material intermediário, até distâncias tão pequenas que permitam a formação de ligações metálicas e de Van der Waals. Como exemplo são citados os métodos da soldagem, brasagem e ainda, a colagem. (MODENESI, MARQUES & SANTOS, 2006a).

Classicamente, a soldagem é considerada como um método de união, porém, muitos processos de soldagem ou variações destes são usados para a deposição de material sobre uma superfície, visando a recuperação de peças desgastadas ou para a formação de um revestimento com características especiais (MODENESI, MARQUES & SANTOS, 2006a).

Diante os processos de soldagem o *Metal Inert Gas* (MIG)/ *Metal Active Gas* (MAG) tem se mostrado nos dias atuais como o de maior ascensão e uso no ambiente industrial, decorrente de sua alta produtividade, boa qualidade dos cordões de solda, facilidade de automação bem como, de operacionalização.

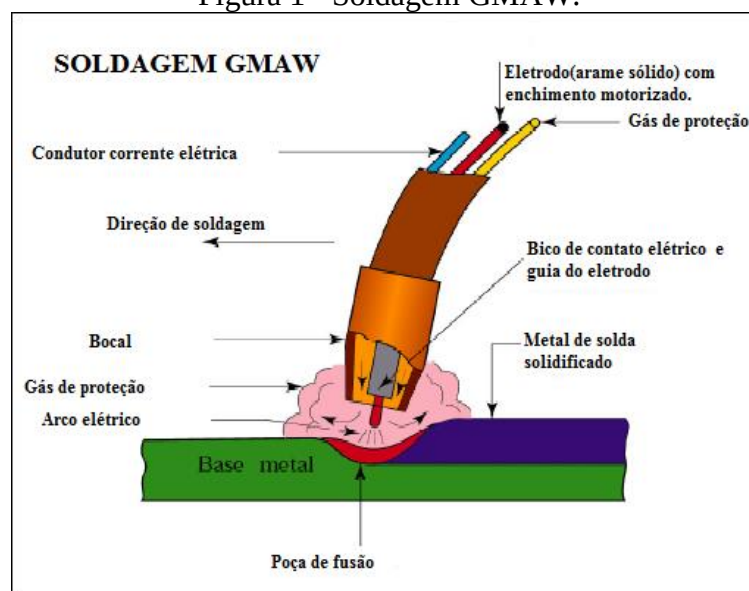
Neste trabalho opta-se pela escolha de um dos processos de soldagem por fusão ao arco elétrico denominado MIG/MAG (GMAW), amplamente difundido nas indústrias metal-mecânica, naval e de petróleo e gás. Assim sendo abordar-se-á mais adiante, especificamente alguns conhecimentos a este respeito.

O referido processo utiliza como fonte de calor para a fusão localizada o arco, que é uma descarga elétrica num ambiente gasoso parcialmente ionizado. Conforme levantamentos estatísticos realizados em estaleiros nacionais e estrangeiros, que são grandes usuários de

processos de soldagem, 60% de todas as soldas mensais vem sendo executadas pelo processo com eletrodo revestido manual. Os 40% das soldas restantes dividiam-se entre MIG/MAG (11%), eletrodo revestido por gravidade (8%) e arco submerso (21%). Atualmente, grande parte das soldas realizadas por eletrodos revestidos estão sendo gradualmente substituídas por processos que oferecem maior produtividade tais como MIG/MAG e arame tubular (FEDELE, 2004).

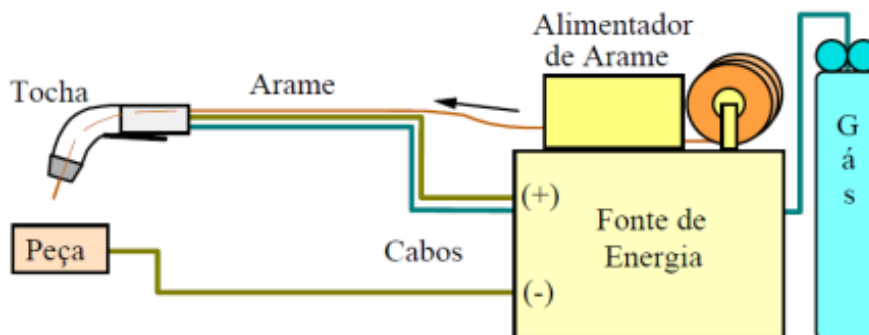
A soldagem ao arco Gás-Metal (*Gas Metal Arc Welding - GMAW*) esquematizada na figura 1 é um processo, no qual, o aquecimento capaz de produzir a união dos metais baseia-se na formação do arco elétrico entre a peça e o eletrodo metálico, sendo este último, um consumível nu e continuamente alimentado. O equipamento básico para a soldagem GMAW encontra-se representado na figura 2.

Figura 1 - Soldagem GMAW.



Fonte: (MECHANICAL INVENTIONS, 2015).

Figura 2 - Equipamento para Soldagem GMAW.



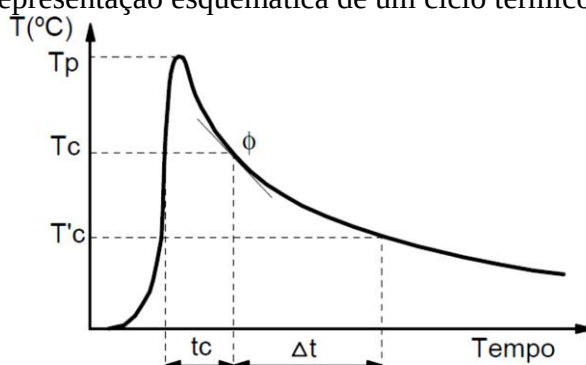
Fonte: (MODENESI & MARQUES, 2006).

A transferência de metal através do arco se dá, basicamente, por três mecanismos: aerossol (*spray*), globular e curto-circuito, dependendo de parâmetros operacionais, tais como o nível de corrente, sua polaridade, diâmetro e composição do eletrodo, composição do gás de proteção e comprimento do eletrodo. Uma quarta forma de transferência (pulsada) é possível com equipamentos especiais (MODENESI & MARQUES, 2006).

3.2 ASPECTOS TÉRMICOS DA SOLDAGEM

O ciclo térmico de soldagem é descrito como sendo a variação de temperatura durante a soldagem em um ponto da peça. Para cada ponto desses, existe um ciclo térmico particular, que depende principalmente da localização deste ponto em relação à solda. A temperatura de pico (T_P), tempo de permanência (t_c), temperatura crítica (T_C), e a velocidade de resfriamento (ϕ), são os principais parâmetros que descreve o ciclo térmico. A Figura 3 apresenta uma representação esquemática de um ciclo térmico de soldagem.

Figura 3 - Representação esquemática de um ciclo térmico de soldagem.



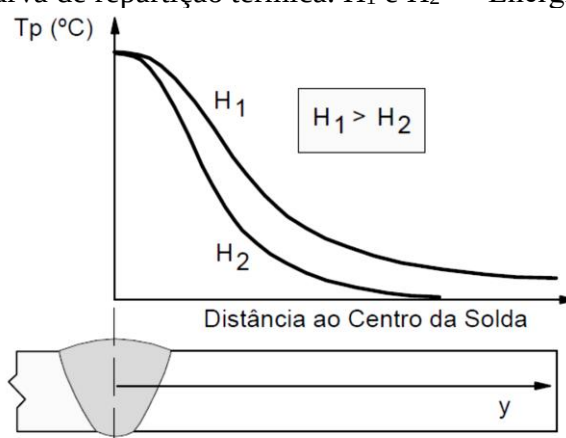
Fonte: (MODENESI, MARQUES & SANTOS, 2006b).

A temperatura máxima atingida em um dado ponto é conhecida como temperatura de pico e revela a ocorrência de transformação na microestrutura deste ponto. Esta temperatura depende basicamente de cinco fatores: das condições de soldagem, da geometria e propriedades térmicas da peça, da temperatura inicial, e também, da distância do ponto considerado à fonte de calor.

O tempo de permanência acima de uma temperatura crítica pode ser de interesse para materiais em que a dissolução de precipitados e/ou crescimento de grãos pode ocorrer (MODENESI, MARQUES & SANTOS, 2006b).

A Figura 4 apresenta a variação da temperatura de pico com a distância em relação ao centro da solda (eixo y) e a energia de soldagem.

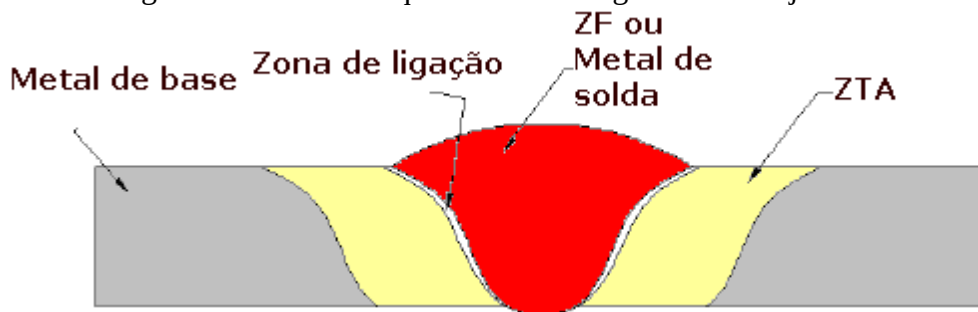
Figura 4 - Curva de repartição térmica. H_1 e $H_2 \rightarrow$ Energia de soldagem.



Fonte: (MODENESI, MARQUES & SANTOS, 2006b).

Em qualquer processo de soldagem por fusão com eletrodo consumível, três regiões básicas compõem a junta soldada, quais sejam: a zona fundida (ZF), zona termicamente afetada (ZTA) e metal de base (MB) (MODENESI, MARQUES & BRACARENSE, 2011). Entre as zonas ZF e ZTA, coexiste uma região chamada de zona de ligação (WAINER, BRANDI & MELO, 1992). Estas regiões estão esquematizadas na Figura 5.

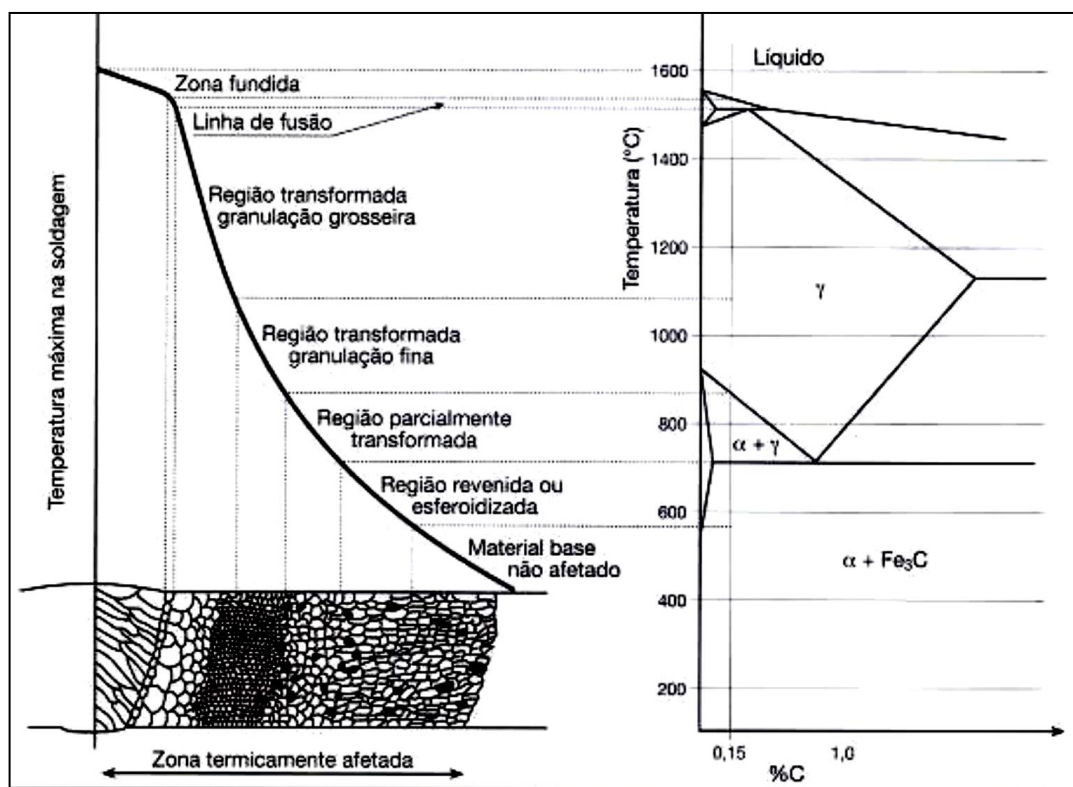
Figura 5 - Desenho esquemático das regiões de uma junta soldada.



(Fonte: MECHANICAL INVENTIONS, 2015).

A Figura 6 denota a distribuição de temperatura na ZTA junto ao diagrama Fe-C, observando-se as temperaturas máximas de soldagem e seu respectivo gradiente de resfriamento, explicitando ainda as fases de equilíbrio e possíveis efeitos sobre a microestrutura da ZTA.

Figura 6 - Representação esquemática de distribuição de temperatura na ZTA.



Fonte: (COLPAERT, 2008)

3.3 APORTE TÉRMICO

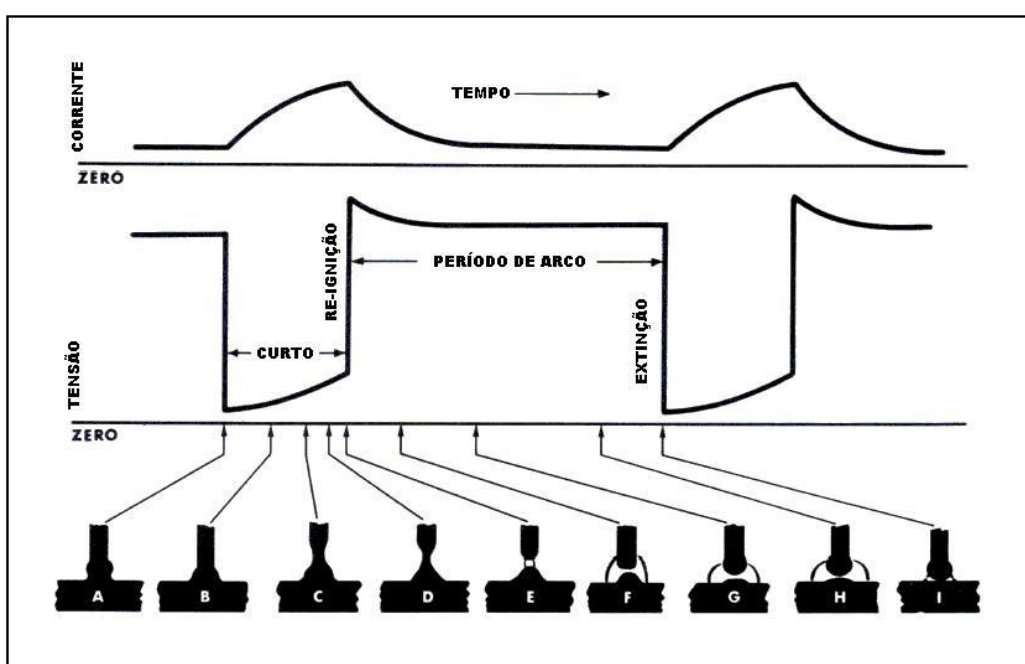
De uma forma geral o aporte térmico é traduzido como sendo a quantidade de calor imposta à peça em uma operação de soldagem e calculado através da expressão:

$$H = \frac{\eta UI}{v} [Jm^{-1}]$$
 , onde η representa a eficiência do processo de soldagem considerado, U equivale a tensão média [V], I a corrente média [A] e v a velocidade de soldagem [ms^{-1}].

Esta expressão é investida por erro uma vez que a potência média desenvolvida pelo arco numa solda é dada, corretamente, considerando-se valores instantâneos de corrente e tensão, bem como quanto à real contribuição desta potência para a energia absorvida pela peça (SILVA, DUTRA & GOHR, 2007). Na soldagem com baixa corrente a transferência metálica mais utilizada é por curto circuito, pois produz uma poça de fusão pequena e de rápido resfriamento, sendo por isto adequada para chapas finas, soldagem fora de posição e passes de

raiz (GIMENES JR. & RAMALHO, 2005). Levando-se em consideração que o desenvolvimento deste trabalho ocorreu diante da soldagem por curto circuito, verifica-se diante da Figura 7, a descontinuidade da tensão e corrente elétrica devido aos distintos momentos em que o arame toca a poça de fusão (A), e, por conseguinte a corrente começa a aumentar para uma corrente de curto-circuito. Quando esse valor alto de corrente é atingido, o metal é transferido. O arco é então reaberto. Como o arame está sendo alimentado mais rapidamente que o arco consegue fundi-lo, o arco será eventualmente extinguido por outro curto (I), quanto então teremos o recomeço de um novo ciclo. Não há metal transferido durante o período de arco aberto, somente nos curtos-circuitos (ESAB, 2005).

Figura 7 - Corrente-tensão versus tempo, típico do ciclo de curto-circuito



Fonte: (ESAB, 2005)

Existe ainda a afirmação de que o aporte térmico é calculado pela área abaixo da curva de corrente por tempo e que cálculos mais efetivos do aporte térmico são dados quando a energia absorvida pela peça é medida diretamente, como, por exemplo, através de calorímetros (EASSA, COOK & WELLS, 1983).

A Distância de Bico de Contato-Peça (DBCP) que corresponde a medida do *stick-out* adicionado ao comprimento do arco, é considerada uma variável de soldagem do processo MIG/MAG e a sua variação pode gerar alterações significativas tanto na corrente média e

consequentemente no aporte térmico, quanto na frequência de transferência metálica, principalmente no modo curto-circuito. Esta variação afeta tanto o comprimento do eletrodo (“*stick-out*”) quanto o comprimento de arco, fatores estes que têm influência no consumo e na corrente, respectivamente (MODENESI, 2004). Conforme Gimenes e Ramalho (2005), quando esta distância aumenta, aumenta também a resistência elétrica do eletrodo, que terá assim mais tempo para aquecer-se por efeito *Joule*. (RI^2). Com esta elevação da temperatura do eletrodo, será necessária uma menor corrente para fundir o eletrodo para a mesma taxa de alimentação.

Na transferência por curto-circuito, apesar do metal praticamente não ser transferido em arco aberto (somente pelo curto-circuito), a composição do gás é capaz de afetar a duração do curto e o tamanho da gota, alterando sua estabilidade. A estabilidade do arco geralmente é melhorada pela utilização de gás de proteção com baixo potencial de ionização. Altas temperaturas mantêm a ionização do arco dentro de um núcleo. Este núcleo é afetado pela condutividade térmica do gás que igualmente impacta no aporte térmico, de modo que quanto maior esta condutividade, menor o diâmetro do núcleo, resultando em maior tensão e menor estabilidade (HILTON & NORRISH, 1988).

Essers (1981) concluiu que o rendimento η do processo GMAW-MIG definido pela razão entre o aporte térmico à peça medido no calorímetro e a potência total do arco tem valor de 71 % e que cerca de 99 % da energia necessária para a fusão do metal de solda está contido na gota metálica superaquecida. Essers e Walter (1979) concluíram que no decorrer deste mesmo processo de soldagem que apenas 26 % da potência elétrica gerada funde o metal de solda, sendo o restante dissipado entre o metal base e o ambiente.

Tem-se ainda que o mecanismo de transferência de calor da coluna do arco para a peça ocorre principalmente no modo de convecção e não através de radiação, sendo esta convecção a responsável pelas dimensões do cordão, sua molhabilidade e características metalúrgicas da solda (SILVA, DUTRA & GOHR, 2007).

Uma outra importante característica no processo GMAW é que impacta o quantitativo energético inserido e por conseguinte, a quantidade de calor disposto ao sistema, está atrelado ao tipo de gás de proteção utilizado no processo em estudo.

Gases inertes como Argônio (Ar), Hélio (He) ou mistura destes, são utilizados na união de metais mais reativos do tipo Alumínio (Al), Magnésio (Mg) e Titânio (Ti), enquanto que gases ativos como o CO₂ puro ou com adições de Oxigênio ou Argônio, aplicam-se para soldagem de aços carbono e baixa liga (FOGAGNOLO, 2011).

Gases com baixo poder de ionização, como exemplo o argônio, são gases que facilmente conduzem a corrente elétrica, uma vez que oferecem pouca resistência à condução de elétrons, requerendo menores tensões elétricas e propiciando um arco estável, com alta densidade de corrente, maior penetração e por conseguinte, um menor aporte energético será necessário à operacionalização da soldagem.

De outra forma gases como He e o CO₂, que possuem elevados potenciais de ionização, oferecem maior resistência à condução de elétrons e requerem maiores tensões no arco e consequente maior calor no mesmo, resultando num aquecimento maior do material que está sendo unido, propiciando soldas com perfis mais largos.

As informações acima dispostas ajudam a evidenciar que, nem todos os fenômenos físicos envolvidos no estudo do aporte térmico estão plenamente contemplados na formulação matemática, atualmente utilizada nos estudos de calorimetria das soldagens ao arco elétrico.

3.4 FLUXO DE CALOR NA SOLDAGEM

Os processos de soldagem por fusão ocorrem conforme a inserção de um fluxo de calor provindo de uma fonte energética condensada num pequeno volume do material, de alta intensidade e produtora de calor em quantidades e extensões essenciais à manutenção da poça fundida, garantindo uma junta soldada com a qualidade requerida. Este mesmo calor tão importante ao processo origina efeitos indesejáveis, uma vez que certas regiões aquecem fortemente e as partes restantes permanecem em temperaturas bem inferiores, ocorrendo desta forma uma distribuição de temperatura não uniforme e transiente, isto é, variável com o tempo. Isto posto, as partes mais aquecidas dilatam-se e ficam restringidas pelas áreas adjacentes menos aquecidas, gerando deformações elásticas e plásticas não uniformes. Este ciclo térmico gera tensões residuais oriundas, em grande parte, destas deformações plásticas permanentes e

ainda, àquelas providas da contração de volume no estado sólido, durante o resfriamento do material soldado, quando então ocorrem as transformações de austenita para a fase ferrita.

O calor gerado pela fonte de fusão concentrada, aplicado numa posição da junta e deslocada ao longo desta, transfere-se sobretudo por meio de condução através da peça, sendo a princípio negligenciados as parcelas referentes à convecção e radiação (Tabela 2).

Tabela 2 - Balanço térmico na soldagem por fusão.

ENTRADAS DE CALOR	VALOR (%)
1. Arco elétrico	100
2. Reações exotérmicas	6
SAÍDAS DE CALOR	VALOR (%)
1. Perdas no arco e no eletrodo	20
2. Condução através da peça	78
3. Perdas na superfície da peça	2

Valores de energia dispostos em função da energia gerada no arco (100%).

Fonte: (MODENESI, MARQUES & BRACARENSE, 2011)

A Equação 1 oriunda de soluções adequadas da equação do balanço de energia, é conhecida como a equação clássica de Fourier e representa a condução do calor através de um sólido, no domínio do tempo t e referido a um sistema cartesiano tri ortogonal (x,y,z) (OKUMURA & TANIGUCHI, 1982). Esta é uma equação diferencial parcial de 2ª ordem, não linear uma vez que a condutividade térmica depende da temperatura, não homogênea e executa uma análise transiente uma vez que o termo a direita da igualdade (termo independente) depende do tempo.

$$\frac{\partial}{\partial x} \left(K_T \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(K_T \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(K_T \frac{\partial T}{\partial z} \right) + q_0 = \rho c \frac{\partial T}{\partial t} \quad \text{Equação 1}$$

$T(x, y, z) \rightarrow$ temperatura [$^{\circ}\text{C}$]

$x, y, z \rightarrow$ coordenadas cartesianas tri-ortogonais [m];

$t \rightarrow$ tempo[s];

$K_T(T(x, y, z)) \rightarrow$ condutividade térmica do material dependente da temperatura [$\text{W m}^{-1} ^{\circ}\text{C}^{-1}$];

$\rho \rightarrow$ densidade do material [kgm^{-3}];

$c \rightarrow$ calor específico do material [$\text{Jkg}^{-1} ^{\circ}\text{C}^{-1}$];

$q_0 \rightarrow$ fonte de calor [W m^{-3}].

A esquerda da igualdade está presente a dissipação da temperatura por condução nas três direções (x, y, z) , adicionado ao aporte térmico da fonte de soldagem. A direita vê-se a parcela do equilíbrio energético relacionado às propriedades do material dependentes da temperatura e tempo.

No caso específico da soldagem pode-se considerar, para efeitos práticos, a inexistência de fontes ou sorvedouros no interior do material e a condutividade térmica deste como constante ($K_T = K$), ainda que os modernos computadores permitam efetuar cálculos mais apurados, considerando a variação daquela grandeza com a temperatura (OKUMURA & TANIGUCHI, 1982). Desta forma, simplificando a Equação 1 tem-se a Equação 2 na qual, $\alpha = K / \rho c$ é denominado difusividade térmica do material.:

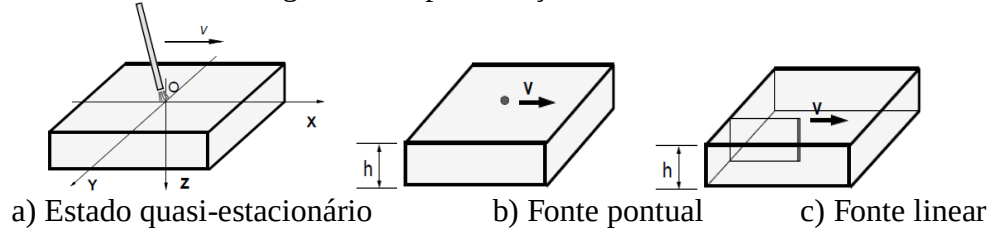
$$K \left(\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \right) = \rho c \frac{\partial T}{\partial t} \text{ ou } \nabla^2 T = \frac{1}{\alpha} \frac{\partial T}{\partial t} \quad \text{Equação 2}$$

Adicionalmente, faz-se necessário esclarecer que à modelagem numérica realizada nesta tese, a grandeza K_T varia com a temperatura e em função das coordenadas (x, y, z) .

Particularizando os estudos de Rosenthal (1946), o mesmo fez uso de artifício para estabelecer o estado quasi-estacionário, tornando a expressão independente do tempo e assumindo o pressuposto de que o sistema de coordenadas se move em conjunto com a fonte de calor. Este referencial de coordenadas é definido pela física clássica como sendo, o estado em que ocorre após um tempo bastante extenso ou infinito. Para situações reais esta suposição pode ser assumida em soldas curtas, com velocidade praticamente constante, sem tecimento e em peças nas quais, os instantes inicial (temperatura do eletrodo aumenta) e final (após a extinção do arco) sejam desprezados, que sejam relativamente grandes e com baixa difusividade térmica (Figura 8.a). Ainda diante do referido estado, pode-se simplificar a forma da fonte de calor passando a ser pontual (Figura 8.b) em chapas relativamente espessas, através da

deposição de um cordão de solda em sua superfície, ou mesmo linear (Figura 8.c) quando ocorrer soldagem com total penetração numa chapa fina.

Figura 8 - Representação de fontes



Fonte: (MODENESI, MARQUES & BRACARENSE, 2011).

3.5 CONDUÇÃO DE CALOR EM CHAPAS

Nesta hipótese deseja-se encontrar a solução da equação de calor de Fourier variando nos três eixos, considerando-se uma fonte móvel de calor que se desloca sob a chapa no regime quasi-estacionário, este caracterizado pela distribuição de temperatura com valor constante e o observador em movimento uniforme junto com a fonte. O referido regime pode então ser traduzido através de uma mudança de coordenada “x” para uma coordenada móvel “w”, assumindo-se a Equação 3.

$$w = x - vt$$

Equação 3

Utilizando-se da coordenada móvel w e substituindo na Equação 2, obtém-se a Equação 4 que rege o regime quase estacionário.

$$\left(\frac{\partial^2 T}{\partial w^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \right) = \frac{-v}{\alpha} \frac{\partial T}{\partial w}$$

Equação 4

Estabelecendo como referência as coordenadas móveis e utilizando-se da ferramenta matemática dos métodos variacionais para solução de equações diferenciais, em específico o método das imagens para a determinação das temperaturas (GOYAL, GHOSH & SAINI, 2009 e WAINER, BRANDI & MELO, 1992), obtém-se a solução da equação referente ao problema da chapa grossa conforme série abaixo descrita na Equação 5.

$$T = T_0 + \frac{Q}{2\pi K} e^{-\left(\frac{v}{2\alpha}\right)w} \left[\frac{e^{-\beta R}}{R} + \sum_{n=1}^{\infty} \left(\frac{e^{-\beta R_n}}{R_n} + \frac{e^{-\beta R'_n}}{R'_n} \right) \right] \quad \text{Equação 5}$$

T_0 = temperatura inicial da chapa [°C];

Q = quantidade de total de energia disponível na fonte de calor[W];

$R = \sqrt{w^2 + y^2 + z^2}$ [m];

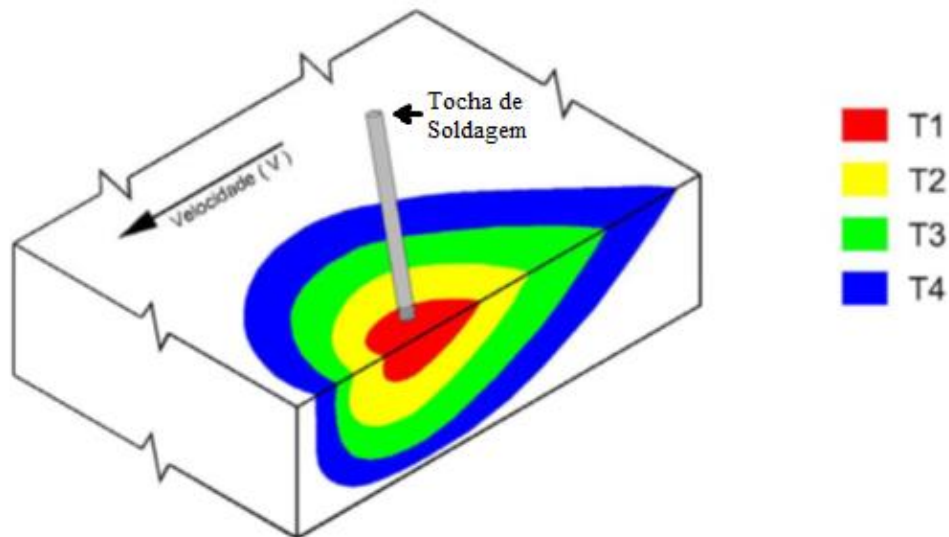
$R_n = \sqrt{w^2 + y^2 + (2nh - z)^2}$ [m];

$R'_n = \sqrt{w^2 + y^2 + (2nh + z)^2}$ [m];

h = espessura da chapa [m].

A Figura 9 representa a performance das isothermas distribuídas num âmbito tridimensional, nas quais, encontram-se valorizadas a disposição ao longo da espessura de uma chapa grossa.

Figura 9 – Imagem contendo a disposição das linhas isotérmicas diante de uma chapa grossa, sendo $T_1 > T_2 > T_3 > T_4$



Fonte: Adaptado de (GUIMARÃES, 2010).

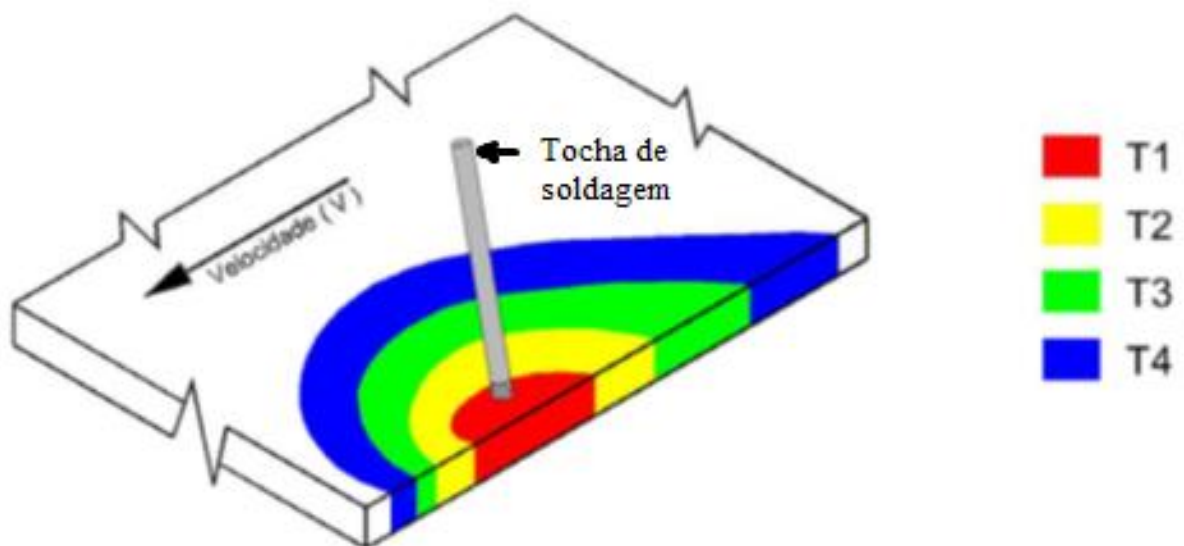
Continuando diante deste perfil de uma soldagem em chapa grossa e assumindo a aplicação de uma fonte pontual num estado quasi-estacionário, com velocidade v e espessura de chapa semi infinita ou seja, quando nesta são consideradas dimensões e espessuras bastante significativas e ainda, ante um sistema de coordenadas onde a direção de soldagem é paralela ao eixo x , ter-se-á a Equação 6.

$$T = T_0 + \frac{P}{2\pi KR} e^{\left[-\frac{v}{2\alpha}(w+R)\right]} \quad \text{Equação 6}$$

$P = \eta UI$ (para a soldagem a arco)[W];
 k = condutividade térmica [$\text{Wm}^{-1} \text{ } ^\circ\text{C}^{-1}$];
 α = difusividade térmica da peça [$\text{m}^2 \text{ s}^{-1}$];
 v = velocidade de soldagem[m s^{-1}];
 $R = (w^2 + y^2 + z^2)^{1/2}$ [m];
 T_0 = temperatura inicial da peça [$^\circ\text{C}$].

Para chapas finas foi consentida a aplicação do artifício do regime quasi-estacionário e sendo acolhida a coordenada do tipo móvel, entretanto, sem processamento de fluxo de calor na direção da espessura da chapa que é desprezível, conforme evidencia a Figura 10.

Figura 10 – Imagem do fluxo de calor em 2D nas chapas finas.



Devido a pequena espessura da peça, variações de temperatura nesta dimensão são negligenciadas e o fluxo de calor é considerado bidimensional. Tem-se $T1 > T2 > T3 > T4$.

Fonte: Adaptado de (GUIMARÃES, 2010).

Assim considerar-se-á a condução de calor em duas dimensões, quais sejam, x e y e adotar-se-á ainda uma fonte de calor do tipo linear. Diante de propriedades termo físicas do material consideradas constantes, a Equação 6 pode ser escrita conforme a Equação 7.

$$\left(\frac{\partial^2 T}{\partial w^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} \right) = \frac{-v}{\alpha} \frac{\partial T}{\partial w}$$

Equação 7

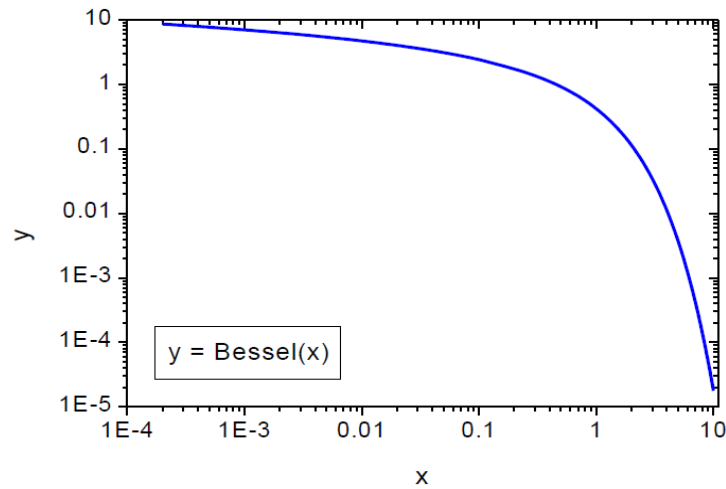
A Equação 8 apresenta solução geral da forma descrita pela Equação 7.

$$T = T_0 + \frac{q}{2\pi K} e^{-\beta w} K_0 \beta r \quad \text{Equação 8}$$

q = quantidade total de energia disponível na fonte de calor linear [J mm^{-1}];
 $r = (w^2 + y^2)^{1/2}$ [mm];

$K_0 \beta r$ representa a função de Bessel modificada de segundo tipo e de ordem zero. Essa função é útil na construção da solução geral da equação diferencial de calor em estudo e graficamente representa-se conforme a Figura 1111.

Figura 11 – Gráfico da função de Bessel modificada de segundo tipo e ordem zero



Fonte: (MODENESI, MARQUES & BRACARENSE, 2011).

Neste estudo utiliza-se do caso do campo de temperatura de uma chapa com espessura infinita, admitindo-se à mesma uma espessura finita h . Para tal, considera-se um modelo de fluxo de calor onde fontes de calor imaginárias, distantes entre si da cota de $2kh$ (k variando de $-\infty$ a $+\infty$), estão dispostas simetricamente abaixo e acima da fonte real de calor. Isto posto, a solução do problema para espessuras de chapas intermediárias assume a forma da série disposta na Equação 9, sendo $R_k = [x^2 + y^2 + (z-2kh)^2]^{1/2}$.

$$T = T_0 + \frac{P}{2\pi K} e^{\left(\frac{-vx}{2\alpha}\right)} \cdot \sum_{K=-\infty}^{+\infty} \left[\frac{1}{R_K} e^{\left(\frac{-vR_K}{2\alpha}\right)} \right] \quad \text{Equação 9}$$

$T \rightarrow$ temperatura [$^{\circ}\text{C}$]

$x \rightarrow$ coordenadas cartesianas tri-ortogonais [m];

$K_T(T(x, y, z)) \rightarrow$ condutividade térmica do material dependente da temperatura [$\text{W m}^{-1} ^{\circ}\text{C}^{-1}$];

$T_0 =$ temperatura inicial da chapa [$^{\circ}\text{C}$];

$P = \eta UI$ (para a soldagem a arco) [W];

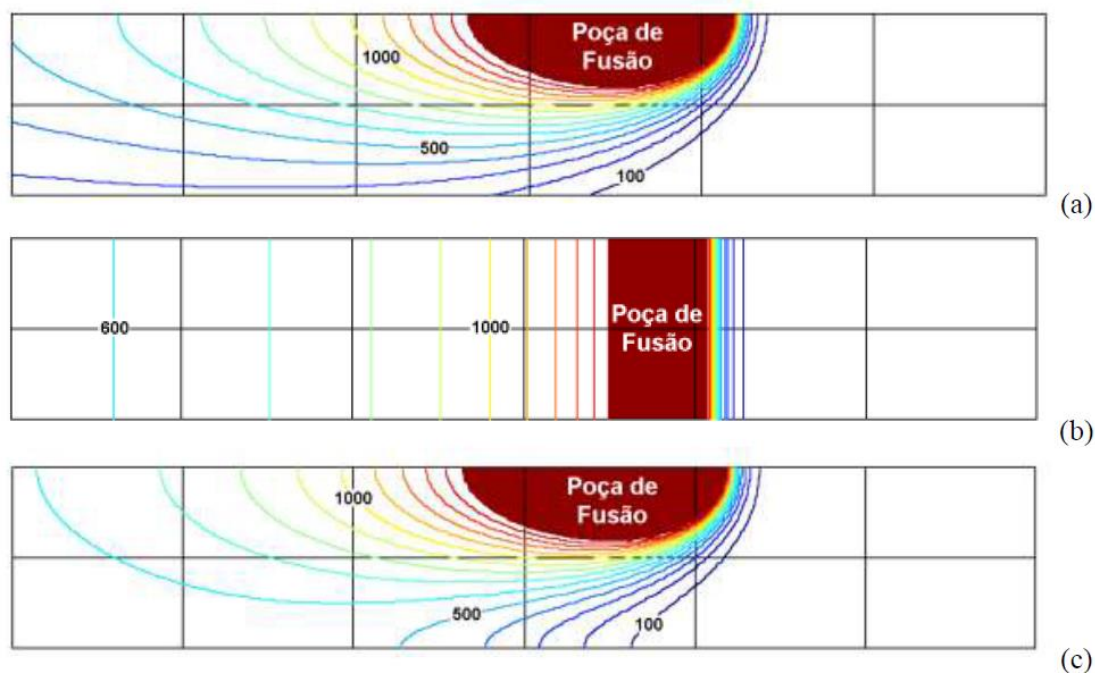
$k =$ condutividade térmica [$\text{W m}^{-1} ^{\circ}\text{C}^{-1}$];

$\alpha =$ difusividade térmica da peça [$\text{m}^2 \text{s}^{-1}$];

$v =$ velocidade de soldagem [m s^{-1}];

Os resultados dos estudos das fontes pontuais de calor e de sua respectiva distribuição de temperatura em torno da poça de fusão e no plano xz, estabelecidas por Rosenthal (1941), podem ser visualizados na Figura 12. Para a solução bidimensional, qual seja, a chapa fina disposta na Figura 122-b, tem-se as isotermas verticalizadas uma vez que neste modo a variável z é desprezada. Contudo, resultados semelhantes ocorrem diante das fontes pontuais de calor para chapas grossa e intermediária, sobretudo nas regiões próximas da superfície superior da chapa e da fonte de calor.

Figura 12 - Distribuição de temperatura em torno da poça de fusão, no plano xz, conforme os três modelos matemáticos de Rosenthal.



a) Chapa grossa, b) chapa fina e c) chapa intermediária

Fonte: (MODENESI, MARQUES & BRACARENSE, 2011).

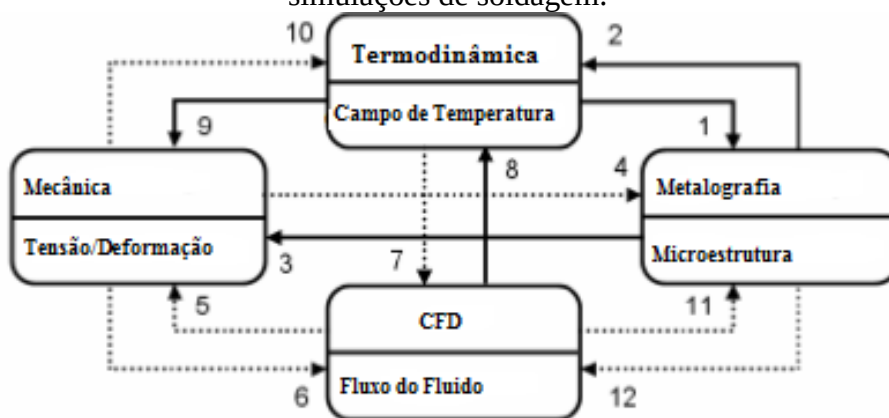
3.6 MODELOS MATEMÁTICOS DE FONTES DE CALOR DE SOLDAGEM

A simulação do processo de soldagem não é uma tarefa computacional simples uma vez que envolve interações dos campos térmico, mecânico, metalúrgico, integração do material de adição, movimento da fonte de calor, comportamento em alta temperatura da peça na região fundida com bruscas variações térmicas em sua circunvizinhança, dentre outras, tornam ainda mais complexa a tarefa de discretização do modelo de soldagem através do método dos elementos de volume finitos. Vários programas de elementos finitos estão disponíveis no mercado mundial, tais como ANSYS®, ABAQUS®, FEMLAB®, MSC MARC®, ADINA®, SYSWELD®, COMSOL®, etc. que podem ser empregados para carregamento de tais simulações de processos de fabricação. Entretanto na opinião de especialistas, atualmente não existe um modelo único disponível que seja capaz de realisticamente representar a física do arco, o fenômeno de poça de fusão e, finalmente, as deformações elasto-plásticas e de condução de calor num modelo sólido (LINCOLNELECTRIC, 2015).

O fenômeno do fluxo de fluido não é levado em consideração, uma vez que este modelo não prediz as geometrias da poça de fusão, quando de fato, estas possíveis geometrias podem também serem utilizadas como parâmetros de entrada. Assim sendo, o modelo é mais confiável fora da região da poça de fusão do que em sua superfície interna (QURESHI, 2008).

Diferentes campos envolvidos e a influência mútua do campo de temperatura, tensão, deformação, estado micro estrutural, juntamente com o fluxo de fluido durante a soldagem são demonstrados na Figura 13.

Figura 13 – Esquema da disposição presente entre diferentes campos e suas contribuições nas simulações de soldagem.



Fonte: (QURESHI,2008)

Durante o processo de soldagem o campo térmico é a força motriz para as alterações mecânica e na estrutura do material. As setas na Figura 133 representam influências mútuas: flechas com uma linha sólida significam uma forte influência; flechas com uma linha tracejada representam uma fraca influência, sendo muitas vezes de importância negligenciável em aplicações de engenharia. Simulações que estão preocupadas com os efeitos mecânicos da soldagem exigem o cálculo dos campos térmicos e mecânicos. O comportamento do material devido à mudança microestrutural depende da temperatura e do histórico de deformações (acoplamento de 1 a 4). Os campos de deformação são consideravelmente influenciados pelas transformações microestruturais que não dependem apenas da composição química do material, mas também sofrem influências oriundas das histórias térmica da soldagem e do campo de tensão. A influência da microestrutura é observada principalmente nas zonas termicamente afetada e de fusão da solda (QURESHI, 2008).

Fenômenos detalhados na poça de fusão podem ser considerados como um campo de pesquisa em separado, devido ao desejável nível de refinamento. A modelagem do fluxo de fluido será primária quando, por exemplo, se desejar estudar as mudanças das geometrias próximas a região do cordão de solda. Durante uma análise térmica, a evolução da microestrutura pode ser modelada através de procedimentos de cálculo de direcionamento mais sofisticado ou através de cálculo relativamente simples, mediante método comum de incorporação indireta dos aspectos micro estruturais no material modelado (QURESHI, 2008). Diante da ocorrência do fenômeno da soldagem, a Tabela 1 traz de forma resumida, algumas possíveis combinações entre campos distintos da física e que estão atrelados ao referido processo.

Tabela 1- Interação entre diferentes campos físicos

Acoplamento	Descrição do Acoplamento	Natureza
1	Microestrutura depende significativamente da temperatura	Forte
2 ^a	O calor latente é liberado durante a transformação de fase	Médio
2b	Microestrutura afeta a condutividade térmica	Médio
3 ^a	Mudança de fase resulta em deformação plástica associada	Forte
3b	A expansão térmica depende da microestrutura	Forte
3c	Comportamento do material elastoplástico depende da microestrutura	Forte
4	Mudanças de fase são afetados pelo estado de tensão	Fraco
5	Padrões de fluxo são afetados por deformações estruturais	Fraco
6	A pressão do fluido produz deformação	Fraco
7	A velocidade do fluido é afetada pela temperatura	Fraco
8	O fluxo de fluido produz acentuada transferência de calor	Forte
9	Deformações são produzidas devido à mudança de temperatura	Forte
10	O calor é gerado devido à deformação mecânicas do tipo elasticidade, plasticidade e/ou taxa de deformação térmica	Fraco
11	A microestrutura do material é alterada pelo padrão de escoamento	Fraco
12	O padrão do fluxo afeta a microestrutura do material	Fraco

Acoplamentos entre diferentes campos e o grau de interação entre os mesmos, quando da execução de uma operação de soldagem ao arco elétrico em metais.

Fonte: QURESHI (2008)

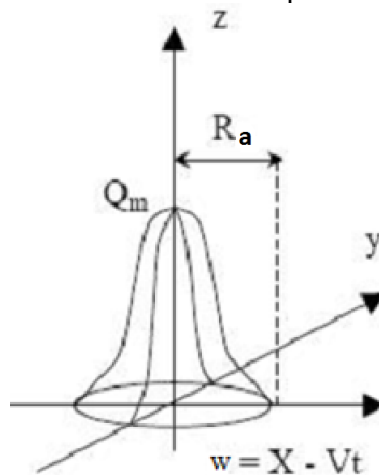
Os problemas de distorção, tensão residual e redução do limite de resistência na junta soldada e em seus arredores são uma grande preocupação da indústria mundial da soldagem.

Estes problemas são oriundos diretamente do ciclo térmico causado pela intensa e localizada entrada de calor. O passo crítico à criação de uma eficiente estratégia para simular uma soldagem, concerne em calcular com precisão os campos de temperatura transientes ali presentes. Este fato é necessário pois conforme disposto no quadro anterior, a temperatura tem um efeito de primeira ordem sobre a microestrutura, tensão, deformação e por fim, na formação dos defeitos da soldagem (GOLDAK, CHAKRAVARTI & BIBBY, 1984).

3.6.1 Fonte Superficial De Gauss

Esta fonte provém da verificação do formato de sino predominante no arco elétrico da soldagem, assumindo um modelo cuja curva do tipo Gaussiana infinita sendo utilizado um raio limite, conforme anuncia a Figura 14.

Figura 14- Modelo de fonte superficial de Gauss.



Fonte: Adaptado de (DANIS, 2008).

A face frontal da peça é quem recebe toda a energia conforme uma distribuição de Gauss, sendo representada analiticamente pela Equação 10, na qual r_a equivale ao raio do disco e recebe 95% da energia de soldagem (KLOBCAR, TUSEK & TALJAT, 2004), (GOLDAK & AKHLAGHI, 2005) e (DANIS, LACOSTE & ARVIEU, 2010).

$$q(x, y) = \frac{3\eta UI}{\pi r_a^2} e^{\left[\frac{-3(w^2 + y^2)}{r_a^2} \right]}$$

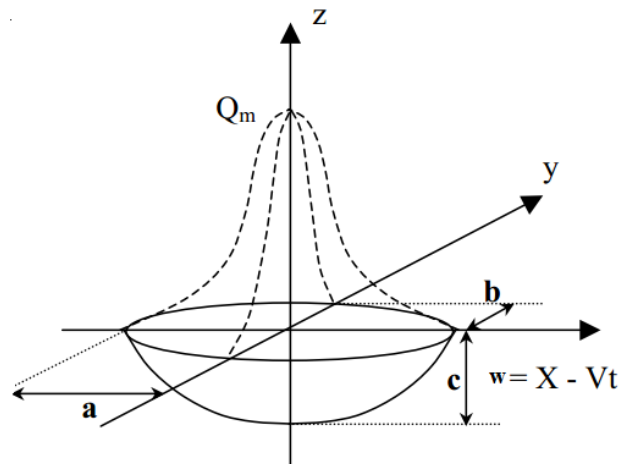
Equação 10

$x, y \rightarrow$ coordenadas cartesianas [m];
 $w \rightarrow$ coordenada móvel [m];
 $\eta \rightarrow$ eficiência de soldagem;
 $U \rightarrow$ tensão elétrica [V];
 $I \rightarrow$ corrente elétrica [A].

3.6.2 Fonte volumétrica do tipo Elipsoidal

Modelo representado pela Figura 15 na qual um fluxo volumétrico finito está representado em uma Gaussiana 3D finita sobre uma elipsóide de raio a , b e c , tendo a densidade de fluxo volumétrico desta fonte valorada através da Equação 11.

Figura 15 - Modelo de fonte Elipsoidal.



Fonte: Adaptado de (DEPRADEUX & JULLIEN, 2003).

$$q(x, y, z) = \eta UI \frac{6\sqrt{3}}{abc\pi^{3/2}} e^{\left(\frac{-3x^2}{a^2}\right)} e^{\left(\frac{-3y^2}{b^2}\right)} e^{\left(\frac{-3z^2}{c^2}\right)}$$

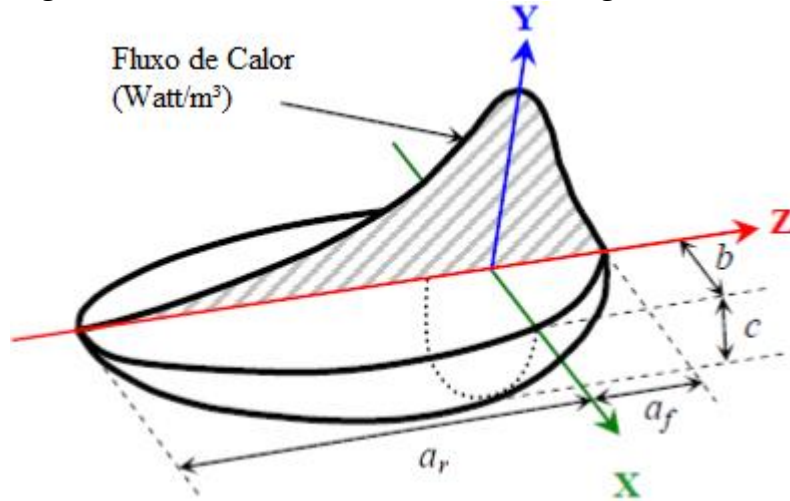
Equação 11

$x, y, z \rightarrow$ coordenadas cartesianas [m];
 $w \rightarrow$ coordenada móvel [m];
 $\eta \rightarrow$ eficiência de soldagem;
 $U \rightarrow$ tensão elétrica [V];
 $I \rightarrow$ corrente elétrica [A];
 a - comprimento da poça de fusão em frente da tocha [m];
 b - semi-largura da poça de fusão [m];
 c - profundidade da zona fundida [m].

3.6.3 Fonte volumétrica do tipo Duplo Elipsoidal

Em 1984 três engenheiros chamados John Goldak, Malcolm Bibby e Aditya Chakravarti publicaram um modelo matemático para fontes de calor de solda com base em uma distribuição de densidade de potência de Gauss no espaço, com centro na origem e que se tornou o modelo de fonte mais utilizado na atualidade. Em particular, uma geometria de duplo elipsoidal foi desenvolvida de maneira que o tamanho e forma da fonte de calor pode ser facilmente alterada, modelando tanto o processo como a penetração da soldagem. Neste estudo eles perceberam que a precisão do modelo seria maior, tanto quanto tivessem o tamanho e a forma das elipsoides semelhantes ao da poça de fusão experimental. Fisicamente, o gradiente de temperatura em frente da fonte de calor não era tão íngreme como esperado e desta forma, para superar esta limitação, duas fontes elipsoidais foram combinadas conforme disposto na Figura 16 (GOLDAK, CHAKRAVARTI & BIBBY, 1984).

Figura 16 - Modelo de fonte de calor de soldagem de Goldak.



Fonte de calor de soldagem de Goldak utilizada neste trabalho, constituída de uma elipsoide à frente e outra atrás em relação ao movimento da mesma no sentido Z+. Vê-se ainda o formato da função Gaussiana representativa da distribuição de energia.

Fonte : (QURESHI, 2009)

Esta fonte de calor possui distribuição volumétrica de energia na parte frontal da dupla elipsoide dado por $P_f(x, y, z)$ (Equação 12) e na parte detrás por $P_r(x, y, z)$ (Equação 13).

$$P_f(x, y, z) = f_f \eta UI \frac{6\sqrt{3}}{a_f b c \pi^{3/2}} e^{\left(\frac{-3x^2}{a_f^2}\right)} e^{\left(\frac{-3y^2}{b^2}\right)} e^{\left(\frac{-3z^2}{c^2}\right)} \quad \text{Equação 12}$$

$$P_r(x, y, z) = f_r \eta UI \frac{6\sqrt{3}}{a_r b c \pi^{3/2}} e^{\left(\frac{-3x^2}{a_r^2}\right)} e^{\left(\frac{-3y^2}{b^2}\right)} e^{\left(\frac{-3z^2}{c^2}\right)} \quad \text{Equação 13}$$

P_f - Distribuição volumétrica de energia em frente da tocha [W/m³];

P_r - Distribuição volumétrica de energia atrás da tocha [W/m³];

f_f - Repartição de energia em frente da tocha;

f_r - Repartição de energia atrás da tocha;

a_f - Comprimento da poça de fusão em frente da tocha [m];

a_r - Comprimento da poça de fusão atrás da tocha [m];

b - Semi-largura da poça de fusão [m];

c - Profundidade da zona fundida [m].

Os fatores fracionais f_f e f_r do calor depositado na frente e atrás respectivamente da fonte de calor, estão representados nas Equações 14, 15 e 16 a seguir:

$$f_f + f_r = 2 \quad \text{Equação 14}$$

$$f_f = \frac{2a_f}{a_f + a_r} \quad \text{Equação 15}$$

$$f_r = \frac{2a_r}{a_f + a_r} \quad \text{Equação 16}$$

Os parâmetros a_f e a_r são calculados com base nos parâmetros b e c através das seguintes relações (Equações 17 e 18):

$$a_f = \frac{1}{2}c \quad \text{Equação 17}$$

$$a_r = 2c \quad \text{Equação 18}$$

Na ausência de melhores dados, a experiência dos autores sugere como sendo razoável tomar a distância em frente da fonte de calor igual a metade da largura da solda ($a_f = b$) e a distância por trás da fonte de calor igual a duas vezes a largura ($a_r = 4b$) (LUNDBACK, 2003), (GERY, LONG & MAROPOULOS, 2005), (GOLDAK & AKHLAGHI, 2005), (SHAN *et al.*, 2009), (DANIS, LACOSTE & ARVIEU, 2010) e (ATTARHA & SATTARI-FAR, 2011).

3.7 MODELAGEM DO MATERIAL DE ADIÇÃO.

As soldagens a arco com metal de adição demandam uma modelagem do metal de deposição que vai sendo incorporado ao metal de base, à medida que a tocha de soldagem desloca-se sobre o cordão de solda. A garantia da predição de um resultado confiável dos campos de temperatura gerados virtualmente, depende da incorporação adequada do recurso em análise numérica.

Conforme Qureshi (2009), na prática as três técnicas computacionais que mais se aplicam à deposição do metal de adição são: a do elemento desativado ou do renascimento dos elementos (*the deactivated element or the elements rebirth techique*) normalmente melhor adaptada em soldagens multipasse ; a do elemento em repouso (*the quiet element technique*) que raramente produz uma não convergência nas equações diferenciais, e ainda, a técnica do elemento em movimento (*the element movement technique*) desenvolvida em 2003 e capaz de

promover um ganho computacional quando comparado à do elemento em repouso, tendo entretanto poucas aplicações por parte dos pesquisadores, uma vez que encontra-se em estágio de validação.

Neste trabalho os efeitos da diluição da soldagem nas mudanças das propriedades não foram consideradas, os materiais (metal base e metal de adição) são assumidos como sendo homogêneo e isotrópico, e ainda a técnica do nascimento e morte dos elementos (*the birth and death elements technique*) adotada foi a técnica do elemento em repouso (*the quiet element technique*).

Nesta técnica do elemento em repouso todos os elementos, incluindo os de preenchimento do metal a serem depositados posteriormente, são gerados desde o início da modelagem. Os elementos de preenchimento não são verdadeiramente removidos do FEM para atingir os efeitos de morte dos elementos. Na realidade, a condutividade e todas as outras grandezas termofísicas são multiplicadas por severos fatores de redução, desativando desta forma as contribuições destes elementos na análise. Todavia, embora sendo estes vetores de carregamento quase zerados, os mesmos ainda aparecem na lista dos elementos de carga. Durante a análise térmica, todos os nós desativados (exceto àqueles dedicados ao metal base) são disponibilizados na temperatura ambiente, até o nascimento do elemento respectivo. Os elementos desativados são ativados sequencialmente quando estão sobre a influência da fonte de calor (LINDGREN & HEDBLUM, 2001), (LINDGREN, 2006) e (YU, SHOUJU & YINGXI, 2007).

3.8 TERMOGRAFIA

A termografia é uma técnica que possibilita distinguir áreas de diferentes temperaturas, na qual esta medição é realizada pela detecção da radiação térmica ou infravermelha emitida por qualquer corpo, equipamento ou objeto, com uma temperatura superior ao zero (0) absoluto, que equivale aproximadamente a -273°C . Isso permite a visualização artificial da luz dentro do espectro infravermelho, tornando-se uma extensão da visão humana.

A intensidade desta radiação é proporcional à sua temperatura. São, portanto, emissões de infravermelho que produzem imagens técnicas chamadas de termogramas que, em resumo, permitem a visualização da distribuição de calor na região focalizada. Assim, através do termovisor fica fácil a localização de regiões quentes (cores com maior brilho) ou frias (cores mais opacas), através da interpretação dos termogramas que fornecem imagens, em faixas de temperatura que podem cobrir de -40°C ($\approx 233\text{ K}$) a 2.500°C ($\approx 2.773\text{ K}$). As imagens do termovisor podem ser gravadas em meio magnético para posterior estudo e processamento (ENGETERMO, 2009).

A termografia é aplicada na detecção da radiação na faixa do infravermelho sobretudo em testes não-destrutivos. A tecnologia moderna utiliza câmaras capazes de detectar energia térmica, transmitida sob a forma de radiação infravermelha e gerar imagens térmicas da amostra analisada. Estas câmaras, também conhecidos como geradores de imagens, ajustam a emissividade de calor, permeando a todos os componentes da amostra fotografada. Podendo ser classificada de acordo com duas abordagens diferentes que diferem entre si, essencialmente, no modo em que a detecção é realizada (EDEVIS, 2014).

Diante desta classificação existe a termografia passiva onde as amostras estão sujeitas exatamente às condições térmicas superficiais, caracterizadas por temperaturas diferentes daquelas apresentadas pelo ambiente. Em muitos processos industriais em que a temperatura é um parâmetro chave para monitorar o estado correto da operação de aparelhos, dispositivos, etc. a termografia passiva é voltada principalmente para estes tipos de medidas. As principais aplicações desta abordagem estão no acompanhamento dos processos de fabricação, na manutenção preventiva, na medicina, na identificação de incêndios, monitoramento da eficiência térmica dos edifícios, monitoramento do tráfego rodoviário, agricultura e biologia, e ainda na detecção de gases e ensaios não-destrutivos. Em todas estas aplicações, os perfis de temperatura anormais indicam a presença de um potencial problema. No presente trabalho, adotou-se termografia passiva na detecção dos campos térmicos dos corpos de soldagem analisado (EDEVIS, 2014).

Diferentemente, quando as amostras estão sujeitas ao estímulo de uma fonte de energia externa diz-se termografia ativa. As técnicas relacionadas com esta abordagem têm a vantagem de serem capazes de melhor detectar as características internas do objeto inspecionado tais

como as propriedades térmicas e a presença ou ausência de anomalias e/ou defeitos (EDEVIS, 2014).

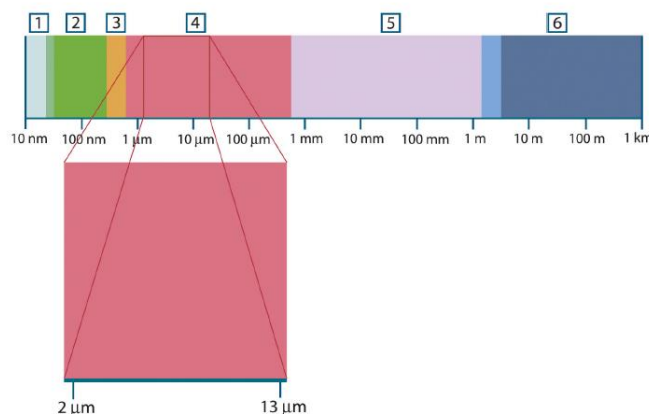
Ocorre ainda uma terceira modalidade de aplicação chamada de termografia de pulso (PT), em que um impulso de energia, muito rápido, faz com a amostra responda com uma determinada curva de queda da temperatura. A presença de defeitos sob a superfície reduz a velocidade de difusão de calor, de modo que através da observação da superfície com um gerador de imagens térmicas, tais defeitos aparecem como zonas de temperaturas mais elevadas do que as áreas circundantes (EDEVIS, 2014).

3.9 PRINCÍPIOS DA CÂMERA INFRAVERMELHA

Todos os corpos com uma temperatura acima do zero absoluto emitem e absorvem radiação infravermelha esta desloca-se à velocidade da luz sob a forma de onda sinusoidal e é um tipo de energia eletromagnética idêntica à radiação visível, ondas de rádio e raios-X. Ela está localizada no espectro eletromagnético entre a luz visível e as micro-ondas.

A extensão do espectro infravermelho não é bem definida e se estende aproximadamente de 0,75 até 800 μm , onde diversas tecnologias infravermelhas se fazem presentes. No que se refere a termografia, apenas a banda localizada entre 1 e 15 μm são aproveitadas sobretudo pela disponibilidade deste comprimento de onda liberado pela atmosfera e ainda, pela disponibilidade no mercado de detectores apropriados. O espectro eletromagnético (Figura 17) é dividido arbitrariamente em diversas regiões de comprimento de onda, designadas por bandas, distinguidas pelos métodos utilizados para produzir e detectar a radiação.

Figura 17 - O espectro eletromagnético e regiões de comprimento de ondas.



1) Raio X; 2) UV; 3) Visível; 4) Infravermelho; 5) Micro-ondas; 6) Ondas de Rádio.

Fonte: (FLIR, 2010)

Não existe nenhuma diferença fundamental entre a radiação nas diferentes bandas do espectro eletromagnético. Gerem-se todas pelas mesmas leis e as únicas diferenças devem-se às diferenças no comprimento de onda (FLIR, 2010). Essas bandas são os raios gama, raios-X, radiação ultravioleta, luz visível, radiação infravermelha, micro-ondas e ondas de rádio.

A banda de infravermelhos é subdividida em bandas menores, que se diferenciam pelo comprimento da onda. Na Tabela 1 - Sub-regiões da radiação infravermelha, é apresentada essa subdivisão, também consideradas como sub-regiões.

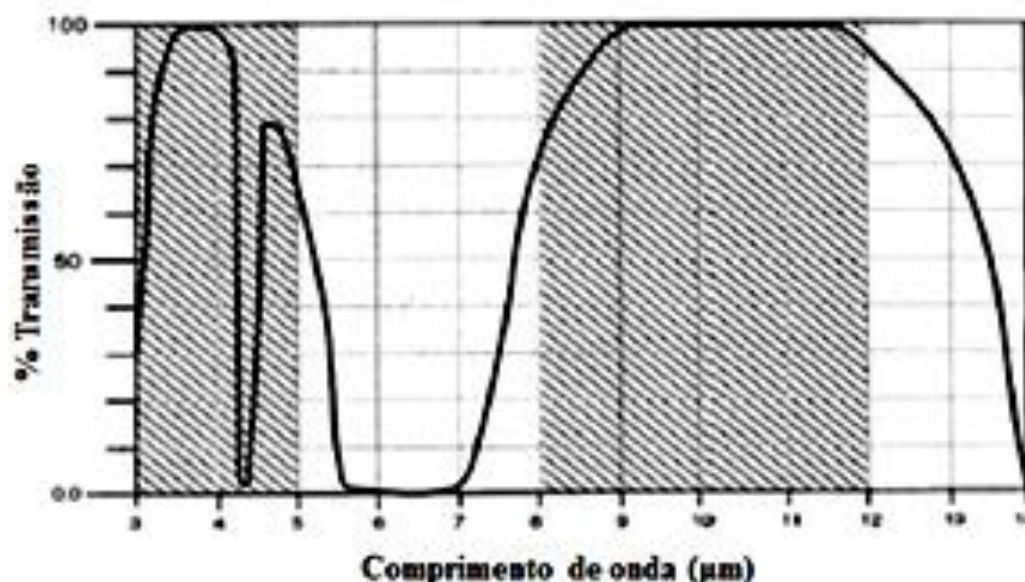
Tabela 1 - Sub-regiões da radiação infravermelha.

Sub-Região	Comprimento de Onda (μm)
Próximo - NIR	0,75 – 1,00
Curto - SWIR	1 – 3
Médio - MIR	3 – 5
Longo - LWIR	8 – 14
Muito Longo - VLWIR	14 – 1000

Fonte: (SOUSA, 2010).

Para confirmar que o comprimento de onda é importante na transferência de radiação, será analisado o gráfico da Figura 18. É perceptível que na atmosfera terrestre a transferência de radiação difere consoante o comprimento de onda, e também ela apenas transmite com menor atenuação em dois intervalos distintos: Onda Média (MW-Medium Wave) de 3 a 5 μm e Onda larga (LW- Long Wave) de 8 a 12 μm .

Figura 18 - Transmissão da radiação infravermelha na atmosfera.



Fonte: (WALKER, 1998).

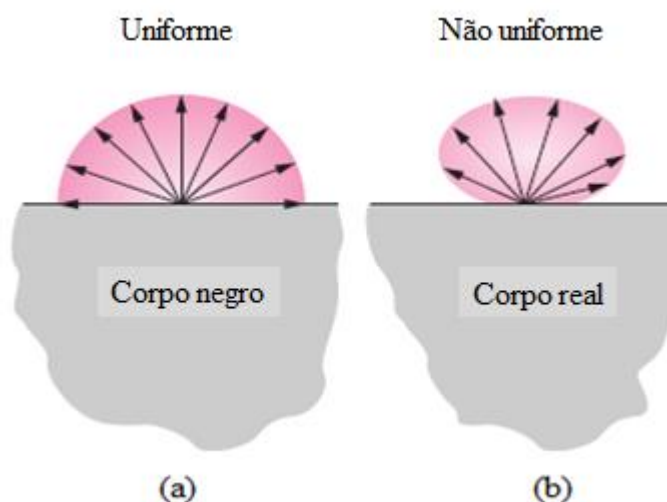
A limitação da transmissão de radiação infravermelha pela atmosfera ocorre devido à absorção de parte da radiação pelo dióxido de carbono (CO_2) e vapor de água (H_2O) presentes na atmosfera (SOUSA, 2010).

3.9.1 *Corpo negro*

Um corpo negro consiste num objeto que absorve toda a radiação de que é alvo, em qualquer comprimento de onda. A aparente utilização imprópria de negro para um objeto que emite radiação é explicada pela lei de Kirchhoff (segundo Gustav Robert Kirchhoff, 1824-1887), que determina que um corpo capaz de absorver toda a radiação em qualquer comprimento de onda é igualmente capaz na emissão de radiações (FLIR, 2010).

Além disso, um corpo negro emite energia uniformemente em todas as direções por unidade de área normal à direção de emissão (Figura 19), isto é, um corpo negro é um emissor difuso. A expressão difusa significa “independente da direção” (ÇENGEL, 2009). O conceito de corpo negro é necessário para definir as características radiantes das superfícies reais.

Figura 19 - (a) Corpo negro. (b) Corpo real.



Fonte: (ÇENGEL, 2009)

A energia de radiação emitida por um corpo negro por unidade de tempo e por unidade de área, chamado de poder emissivo máximo para a superfície, é definido pela Lei de Stefan-Boltzmann (Equação 19), onde $\sigma = 5,67 \cdot 10^{-8} [Wm^{-2}K^{-4}]$:

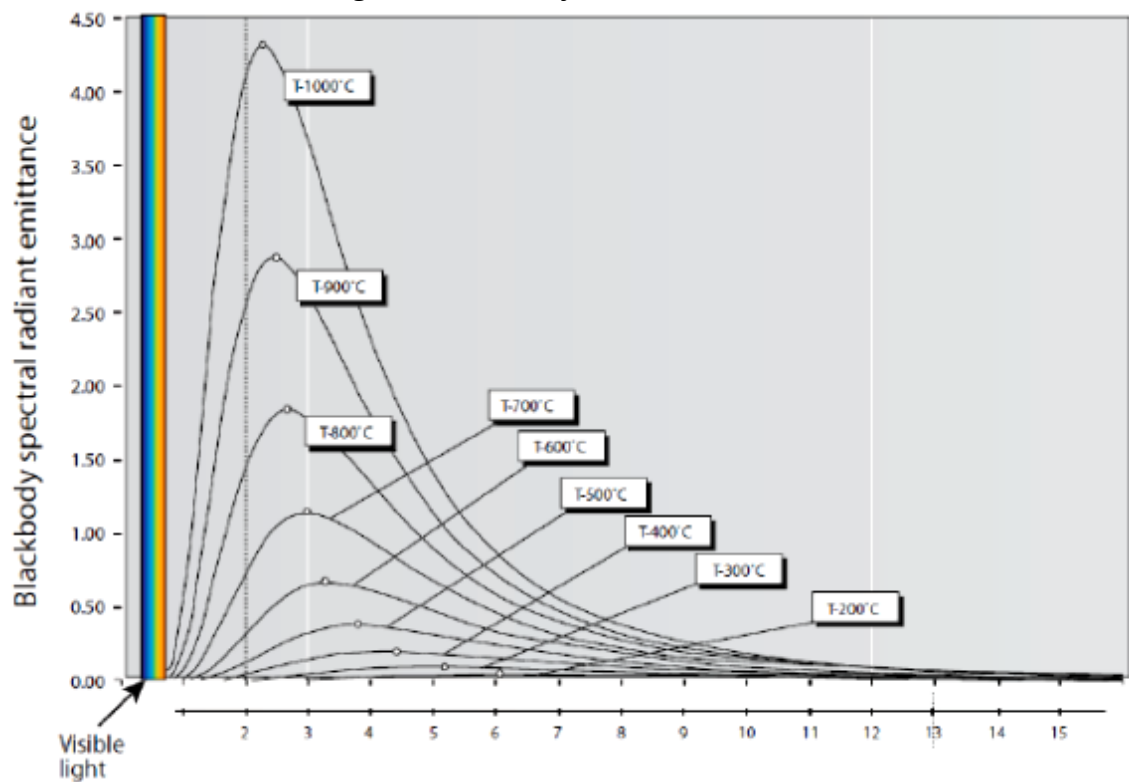
$$E_b = \sigma T_s^4 [Wm^{-2}]$$

Equação 19

σ é a constante de Stefan-Boltzmann e T_s é a temperatura absoluta na superfície em Kelvin. Observa-se que a emissão de energia térmica é proporcional a quarta potência da temperatura absoluta.

A Lei de Planck apresenta a relação de distribuição espectral da radiação térmica do corpo negro, em que descreve matematicamente as propriedades de um corpo negro em função da temperatura e comprimento de onda da radiação. A Figura 20 ilustra essa relação. Nesta Figura as curvas representam a radiação por comprimento de onda (eixo das abscissas, x) e unidade de área (eixo das ordenadas, y) e se verifica que quanto maior a temperatura mais intensa é a radiação emitida (FLIR, 2010).

Figura 20 - Ilustração da lei de Planck.



Fonte: (FLIR, 2010).

O ponto máximo de cada curva difere em função do comprimento de onda e é determinado pela Lei do Deslocamento de Wien (Equação 20) (SOUSA, 2010):

$$\lambda_{\text{máx}} = \frac{2898}{T} [\mu\text{m}]$$

Equação 20

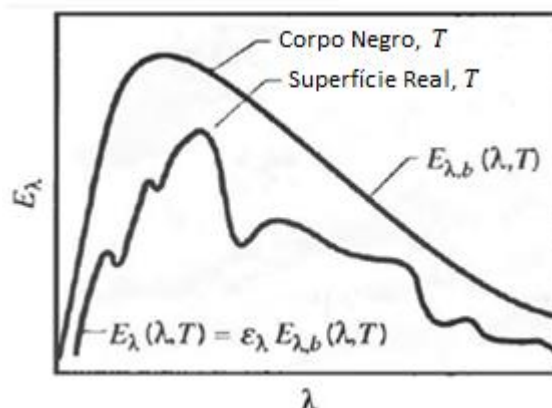
3.9.2 Emissividade

A emissividade de uma superfície representa a razão entre a radiação emitida pela superfície a uma determinada temperatura e a radiação emitida por um corpo negro na mesma temperatura. A emissividade de uma superfície é denotada por ε e varia entre zero e um, $0 \leq \varepsilon \leq 1$. Emissividade é uma medida de quanto uma superfície se aproxima de um corpo negro, para o qual $\varepsilon = 1$ (ÇENGEL, 2009).

Um corpo real não apresenta o mesmo valor de emissividade em todos os comprimentos de onda (Figura 21), contudo, esta variação embora relevante, não impossibilita a aplicação da

termografia por infravermelhos, pois esta opera em intervalos limitados do espectro eletromagnético (SOUSA, 2010).

Figura 21 - Emissividade de um corpo negro e de uma superfície real.



Fonte: (INCROPERA *et al.*, 2007).

Alguns dos fatores que influenciam na emissividade são: a orientação e condição da superfície, temperatura, comprimento de onda da radiação e o tipo de material. A Tabela 2 mostra alguns valores de emissividade de alguns materiais.

Tabela 2 - Emissividade de alguns materiais a 0°C (≈ 273 K)

Material	Emissividade
Alumínio, polido	0.05
Alumínio, fortemente oxidado	0.25
Latão, polido	0.03
Tijolo, comum	0.85
Tijolo, refractário, rugoso	0.94
Bronze, polido	0.1
Ferro fundido, fundição rugosa	0.81
Ferro fundido, polido	0.21
Betão	0.54
Vidro	0.92
Neve	0.8
Água	0.98
Aço, superfície rugosa	0.96
Tinta, óleo, média	0.94
Solo gelado	0.93

Fonte: (FLUKE, 2012).

É recomendado que a medição da temperatura de uma superfície com recurso à termografia por infravermelhos, caso ocorra fora do meio laboratorial sob condições não controladas, realize-se apenas para valores de emissividade superiores a 0,50, devido ao aumento considerável do erro associado à medição (HELLIER, 2003).

O coeficiente da emissividade total ε_T da superfície de um corpo real é igual a proporção entre a emissão da unidade da superfície deste corpo e um irradiador perfeito a mesma temperatura. O irradiador perfeito é um corpo negro. O valor do coeficiente da emissividade total ε_T é definido pela Equação 21 (POLOZINE, 2004).

$$\varepsilon_T = \frac{\psi(T)}{\psi_b(T)} = \frac{\int_0^\lambda \varepsilon_\lambda(\lambda, T) \psi_{b_\lambda}(\lambda, T) d\lambda}{\int_0^\lambda \psi_{b_\lambda}(\lambda, T) d\lambda} \quad \text{Equação 21}$$

ε_T - Coeficiente da emissividade total da superfície real na temperatura T ;

T - temperatura da superfície examinada [K];

$\psi(T)$ -Poder emissivo total de uma superfície real na temperatura T [W];

$\psi_b(T)$ - Poder emissivo total de uma superfície do corpo negro na temperatura T [W];

λ - Comprimento de onda emitida da superfície examinada [μm];

$\varepsilon_\lambda(\lambda, T)$ - Proporção de radiação emitida por superfícies iguais na mesma temperatura do corpo real e do corpo negro, em relação ao corpo negro, para o comprimento de onda λ ;

$\psi_{b_\lambda}(\lambda, T)$ - Poder emissivo monocromático da superfície de corpo negro na temperatura T [W].

3.9.2.1 *Estudos da Emissividade*

A emissividade é a característica mais importante da superfície de um objeto e que afeta a quantidade de energia radiante emitida pela mesma. Esta sofre mudanças de valor em função da temperatura do objeto em estudo, da rugosidade superficial, do comprimento de onda emitido pela radiação no espectro do infravermelho e do ângulo de inspeção do equipamento de termografia em relação ao objeto.

A emissividade de uma superfície representa a razão entre a radiação emitida pela superfície a uma determinada temperatura e a radiação emitida por um corpo negro na mesma temperatura, é denotada por ε e varia entre zero e um, $0 \leq \varepsilon \leq 1$. A emissividade é numericamente igual à parcela de radiação absorvida.

Para se trabalhar o aspecto quantitativo visando obter resultados de leituras de temperaturas com baixo patamar de erro de medição, a valoração da emissividade é de fato

extremamente rico em detalhes e trabalhoso especialmente quando se trabalha com temperaturas elevadas.

Contudo, para se trabalhar com precisão elevada em termografia, é necessário avaliar também os erros relativos da temperatura ambiente, da temperatura atmosférica, da umidade relativa do ar e da distância do objeto à câmera de IR.

Com o aprofundamento dos estudos em publicações de outros países, pode-se verificar a escassez de trabalhos correlatos em temperaturas acima de 500°C (773 K), e se conclui que esta é a grandeza com maior grau de dificuldade de entendimento nestas aplicações com câmeras IR, quando é considerada a execução de trabalhos com demanda por resultados com maior grau de precisão.

De uma forma geral, ao se tratar de análises térmicas qualitativas a termografia contribui de forma bastante facilitadora aos estudos e acompanhamentos dos fenômenos físicos naturais, sem maiores fatores intervenientes. Ao se passar para uma análise quantitativa, em função dos diversos graus de liberdade comentados acima, tem-se que o sistema começa a tomar outros níveis de proporções de necessidades de acompanhamentos e a emissividade, por ser uma grandeza continuamente variável com a mudança de temperatura, é sem dúvida o principal fator de preocupação neste tipo de análise.

3.9.3 *Corpos reais*

No corpo real, a radiação infravermelha incidente sobre uma superfície é totalmente transmitida, refletida ou absorvida (Figura 22). Sendo esse fluxo de radiação incidente, chamado de irradiação.

Figura 22 - Balanço de energia radiante para um corpo real.



Fonte: (SOUSA, 2010)

Quando a radiação incidente interage com a superfície de um corpo real, parte dela é refletida (θ) e a restante penetra no corpo, podendo esta última contribuir para uma alteração da temperatura da superfície, dependendo da fração que é absorvida (α) e da restante transmitida (τ) através da superfície (INCROPERA *et al.*, 2007).

Aplicando a lei da conservação de energia, o balanço energético radiante ao corpo resulta na Equação 22 (INCROPERA *et al.*, 2007):

$$\theta + \alpha + \tau = 1$$

Equação 22

$$\alpha = \frac{(\text{Radiação Absorvida})}{(\text{Radiação Incidente})}$$

$$\theta = \frac{(\text{Radiação Refletida})}{(\text{Radiação Incidente})}$$

$$\tau = \frac{(\text{Radiação Transmitida})}{(\text{Radiação Incidente})}$$

É possível classificar a superfície de um material em função da energia radiante emitida pelo mesmo, conforme disposto na Tabela 3:

Tabela 3 – Energia radiante da superfície dos materiais.

Corpo Negro	$a = 1 \therefore \theta = 0 \therefore \tau = 0$
Corpo Opaco	$a = 1 - \theta \therefore \tau = 0$
Corpo Transparente	$a \approx 0 \therefore \theta \approx 0 \therefore \tau = 1$
Corpo Brilhante	$a \approx 0 \therefore \theta = 1 \therefore \tau \approx 0$

Fonte: (INCROPERA *et al.*, 2007).

De acordo com a Lei de Kirchoff, num estado de equilíbrio, a energia radiante emitida por um corpo é igual à energia absorvida. Isso permite determinar todas as três propriedades de uma superfície opaca com apenas uma propriedade conhecida.

A porção de radiação que alcança um corpo e é absorvida é numericamente igual à emissividade ($\varepsilon \equiv \alpha$), ou seja, corpos que absorvem muita radiação também apresentam altos valores de emissividade e àqueles que absorvem pouca radiação por serem muito reflexivos ou transparentes, apresentam baixos valores de emissividade.

Um corpo com maior emissividade emitirá mais radiação e refletirá menos radiação. (TERMONAUTAS, 2000)

A classificação de corpo opaco adequa-se à maioria das aplicações em engenharia passando o processo de absorção e reflexão do corpo a um simples fenômeno superficial (SOUSA, 2010).

Na transferência de calor por radiação (Figura 23), para o caso em que a superfície em estudo está totalmente envolvida por uma superfície vizinha, o fluxo de calor transferido por radiação entre essas duas superfícies pode ser descrito pela diferença entre a energia térmica liberada através da radiação emitida e a radiação absorvida. Para se obter o valor quantitativo desse fluxo (ou seja, a transferência de calor por unidade de área) utiliza-se a Equação 23:

$$q_{rad}'' = \varepsilon \sigma (T_s^4 - T_{viz}^4) [Wm^{-2}] \quad \text{Equação 23}$$

q_{rad}'' = fluxo de calor transferido por radiação entre as duas superfícies [Wm^{-2}]

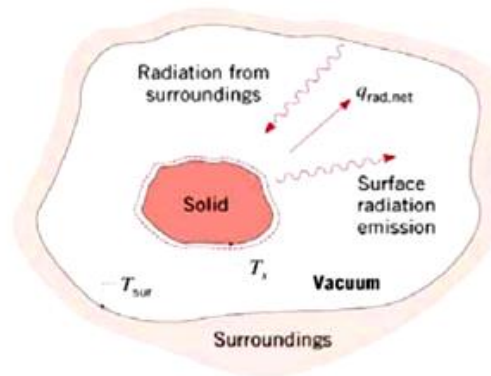
ε = emissividade

σ = constante de Stefan-Boltzmann = $5,67 \cdot 10^{-8} [Wm^{-2}K^{-4}]$

T_s^4 = temperatura do sólido (em estudo) envolto pela superfície vizinha, elevada à quarta potência [K]

T_{viz}^4 = temperatura vizinha, que corresponde a temperatura da superfície que envolve o sólido, elevada à quarta potência [K].

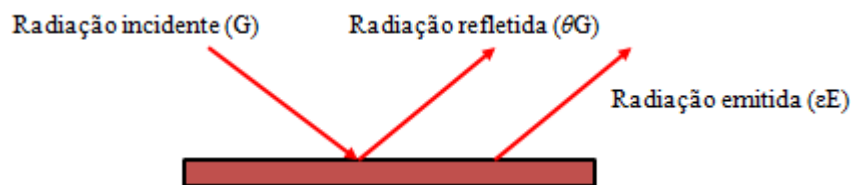
Figura 23 - Transferência de calor por radiação.



Fonte: (INCROPERA *et al.*, 2007).

A superfície de um corpo real pode apresentar diversas zonas cujo calor transferido por radiação difere devido à existência de deformações, falhas ou cavidades. A lei de Stefan-Boltzmann pode então ser trabalhada de forma a minimizar o impacto da refletividade no cálculo da temperatura para materiais opacos, conforme demonstração a seguir, a partir da Figura 24:

Figura 24 - Energia de radiação total que sai de uma superfície.



Considerando-se uma superfície opaca, ou seja, $\varepsilon = \alpha$ e $\alpha + \theta = 1$, implica em $\theta = 1 - \varepsilon$.

Fonte: O autor.

Sabe-se que $G = \sigma T_{viz}^4$ e $E = \sigma T_s^4$ nas quais, T_{viz} é a temperatura da vizinhança e T_s é a temperatura da superfície. Como $q_{rad} = (E + G) A$, sendo A equivalente a área da superfície considerada, tem-se:

$$q_{rad} = A(\varepsilon E + \theta G) \therefore$$

$$q_{rad} = \varepsilon A \sigma T_s^4 + A(1 - \varepsilon) G \therefore$$

$$q_{rad} = \varepsilon A \sigma T_s^4 + A(1 - \varepsilon) \sigma T_{viz}^4 \therefore$$

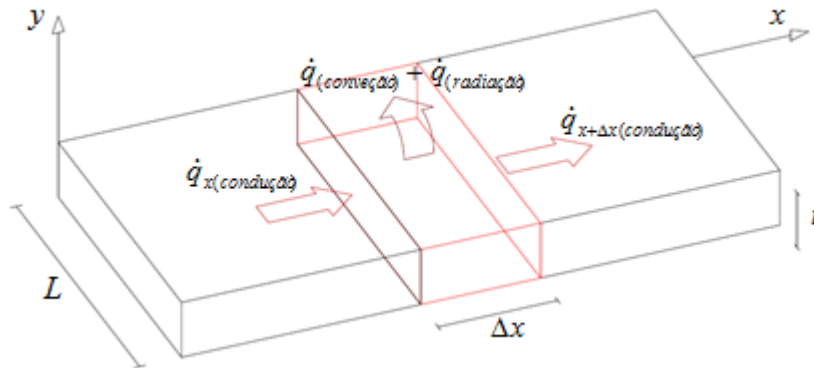
Desta forma, finalmente encontra-se a Equação 24 dada por:

$$q_{rad} = \varepsilon A \sigma T_s^4 + (A \sigma (1 - \varepsilon) T_{viz}^4) [W] \quad \text{Equação 24}$$

A parte da radiação emitida devido à fração refletida pelos defeitos existentes na superfície (falhas, cavidades), está representada no segundo termo da Equação 24.

O processo de transferência de calor numa chapa soldada ocorre através de três mecanismos: condução através da chapa metálica onde é tido como o principal veículo de transmissão de energia calorífera, convecção onde o calor é cedido ao ar envolvente e radiação, mecanismo presente essencialmente nas altas temperaturas do arco de soldagem (Figura 25).

Figura 25 - Esquema de transferência de calor num elemento diferencial da chapa metálica.



Fonte: O autor.

Considerando-se o balanço de energia de um elemento infinitesimal com espessura t , largura L , transferência de calor por condução através da variação do comprimento Δx e área superficial $A_s = (2t + 2L)\Delta x$, ter-se-á a Equação 25 dada por:

$$\dot{q}_{x(\text{condução})} = \dot{q}_{x+\Delta x(\text{condução})} + \dot{q}_{(\text{convecção})} + \dot{q}_{(\text{radiação})} \quad \text{Equação 25}$$

O fluxo de calor por condução que entra no elemento em x e é transmitido por condução até $x + \Delta x$, sendo dissipado por convecção e radiação pela área superficial A_s .

A equação do fluxo de calor por condução é dada pela Equação 25 onde A_T representa a área transversal:

$$\dot{q}_{x(\text{condução})} = -kA_T \frac{\partial T}{\partial x} \quad \text{Equação 256}$$

O perfil de temperatura correspondente a condução transiente unidimensional é dada pela Equação 267 (SUN, WU & FENG, 2011):

$$\frac{\partial T}{\partial x} = a \left(\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} \right) \quad \text{Equação 26}$$

A dissipação de calor por convecção é dada pela Equação 28:

$$\dot{q}_{(\text{convecção})} = hA_S(T - T_\infty) \text{ [W]} \quad \text{Equação 27}$$

A dissipação de calor por radiação é dada pela Equação 29:

$$\dot{q}_{(\text{radiação})} = \sigma A_S \varepsilon (T^4 - T_\infty^4) \text{ [W]} \quad \text{Equação 28}$$

A_T - Área transversal de transmissão de calor e dado pela expressão $A_T = Lt \text{ [m}^2\text{]}$;

A_S - Área superficial de troca de calor e dado pela expressão $A_S = (2t + 2L)\Delta x \text{ [m}^2\text{]}$;

α - Difusividade térmica e dado pela expressão $\alpha = \frac{K}{\rho C_p} \left[\frac{\text{m}^2}{\text{s}} \right]$;

ρ - Massa específica $\left[\frac{\text{kg}}{\text{m}^3} \right]$;

C_p - Calor específico $\left[\frac{\text{Joule}}{\text{kg.k}} \right]$;

K - Condutividade térmica do material através do qual o calor flui por condução $\left[\frac{\text{W}}{\text{mK}} \right]$;

σ - Constante de Stefan-Boltzman $\text{[W/m}^2\text{K}^4\text{]}$;

T - Temperatura da superfície livre resfriada por radiação e convecção [K] ;

T_∞ - Temperatura do meio ambiente que é igual à temperatura do ar [K] ;

ε - Coeficiente de emissividade da superfície irradiante;

h - Coeficiente de transferência de calor por convecção $\left[\frac{\text{W}}{\text{m}^2\text{K}} \right]$;.

3.10 CONDIÇÕES PARA APLICAÇÃO DA TERMOGRAFIA POR INFRAVERMELHO

A termografia por infravermelho é uma técnica que possibilita distinguir áreas de diferentes temperaturas que consiste numa conversão da radiação térmica emitida pela

superfície de um objeto, cujo comprimento de onda é invisível aos olhos humanos, em imagens visuais detalhadas do perfil de temperatura.

O equipamento de termografia por infravermelho é responsável pela captação da radiação térmica emitida pela superfície em estudo. Vale salientar, que esta medição ocorre sem necessidade de qualquer contato. Isso possibilita a esta técnica uma gama grande de aplicações em vários setores.

Dentre os setores em que a termografia tem aplicações, pode-se destacar como exemplos: a indústria automobilística, a indústria aeronáutica, a indústria química, a engenharia civil e a siderurgia.

A termografia por infravermelho é uma importante técnica não destrutiva com diversas aplicações, mas que necessita que se verifiquem três condições para a sua aplicabilidade (TITMAN, 2001):

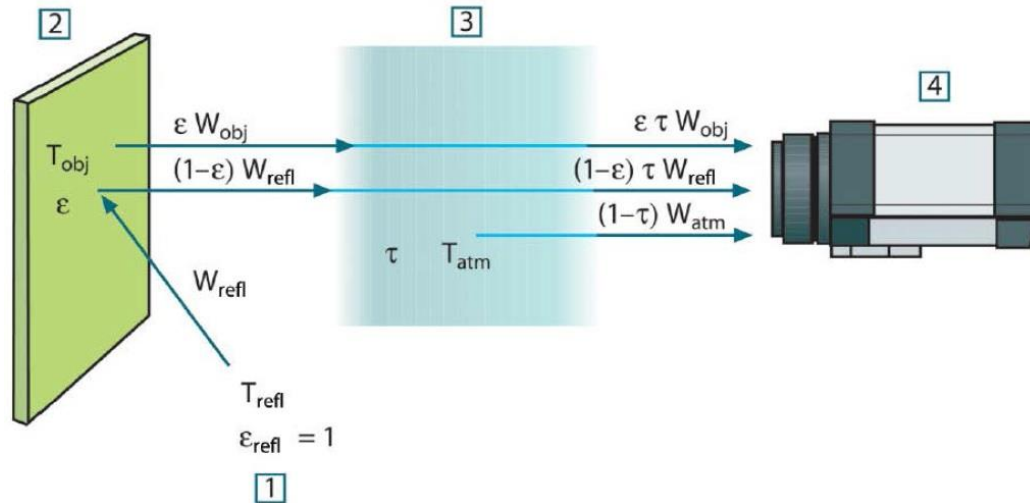
- I. O objeto ou superfície tem de apresentar uma temperatura diferente do meio em que se encontra inserida de modo a realçar a sua localização;
- II. Se na presença de um gradiente térmico, o objeto com as mesmas propriedades em toda a sua superfície apresentar flutuações de temperatura numa determinada zona, então estaremos possivelmente perante um defeito ou uma omissão de material;
- III. Na ausência das condições anteriores pode ser aplicada uma fonte de calor ou de frio na superfície com diferentes taxas e temperaturas de modo a realçar anomalias ou defeitos.

A presença de defeitos a certa profundidade da superfície interfere com o fluxo de calor que a atravessa, causando variações locais da temperatura superficial, as quais podem ser detectadas através da aplicação da termografia por infravermelhos (MEOLA, 2007).

3.10.1 Equação de medição com um termovisor

Em uma medição termográfica a câmera ou radiômetro não capta temperatura, mas sim, a radiação infravermelha que a atinge. A Figura 26 detalha a origem e como se realiza os cálculos para a captação desta radiação diante de um termovisor.

Figura 26 - Fontes que interagem no resultado de medição obtidos por um termovisor.



Fonte: Adaptado de (MINKINA & DUDZIK, 2009).

Esta radiação é emitida diretamente pela superfície do objeto (2) ou sistema observado (como normalmente é encontrado na indústria), bem como, pela radiação refletida do ambiente de sua redondeza (1) e que se direciona a referida superfície do objeto. Estas radiações provindas do objeto são atenuadas pela atmosfera até serem recebidas pelo termovisor. Contabiliza-se ainda a parcela da radiação procedente da própria atmosfera (3).

Para medir a temperatura com precisão é necessário compensar os efeitos destas diferentes fontes de radiação. A potência total de radiação W_{Tot} que alcança um equipamento de medição (4) proveniente de um determinado corpo cinza é dada pela Equação 30 (MINKINA & DUDZIK, 2009):

$$W_{Tot} = \varepsilon \tau W_{obj} + (1 - \varepsilon) \tau W_{ref} + (1 - \tau) W_{atm} \quad \text{Equação 29}$$

O primeiro termo da Eq. (3.31) representa a potência natural W_{obj} do objeto que é reduzida por sua própria emissividade ε e pela transmitância da atmosfera τ , antes de atingir a termocâmera. A segunda parcela representa parte da potência da radiação de outras fontes incidentes no objeto onde $(1 - \varepsilon)$ é a refletividade do objeto que similarmente, será reduzida pela transmitância da atmosfera τ . O último termo representa a potência da emissão oriunda da própria atmosfera onde $(1 - \tau)$ é a parte inversa da transmitância da atmosfera.

3.10.2 Processamento de dados e elaboração do relatório

Os equipamentos de termografia por infravermelho dispõem hoje em dia de programas dedicados para o processamento de dados que são instalados em computadores, e onde é possível importar as imagens a cores ou em escala de cinzentos para posterior manipulação de diversos parâmetros, tais como, a temperatura de fundo, emissividade, alcance e nível. As funções de análise são variadas podendo ser de ponto térmico, área, linhas isotérmicas, medição por linha térmica, assim como medição de dimensões. Os dados são disponibilizados em folhas de cálculo, gráficos ou histogramas, e a sua apresentação é feita em relatórios previamente configurados (SOUSA, 2010).

3.11 VANTAGENS E LIMITAÇÕES DA TERMOGRAFIA

Ao analisar o fato de que não existe a necessidade de contato direto entre a câmara e a superfície em estudo, isso já é uma grande vantagem da termografia por infravermelhos. A distância entre ambos pode variar de alguns milímetros até alguns quilômetros, possibilitando o estudo em regiões que poderiam apresentar algum perigo ao operador e o equipamento do mesmo, e permitindo esse estudo sem que as instalações ou sistemas tenham de ser desligados. É, portanto, um tipo de ensaio não destrutivo, que reduz o tempo e os custos com muita eficiência.

Outra vantagem das câmaras termográficas é a sua grande capacidade de monitoramento, sendo possível monitorar simultaneamente e em tempo real, diversos pontos no mesmo cenário. Além disso, a escala de medição pode ser variada através do ajuste da abertura das lentes da câmara, mas também recorrendo à aplicação de vários filtros, controlando assim a sensibilidade do sistema e a sua resposta ajustada à radiação térmica captada (SOUSA, 2010).

O estudo termográfico não necessita de qualquer fonte de iluminação externa, logo poderá ser realizado tanto de dia como de noite, e deste modo todos os objetos visualmente encobertos ou obscuros são facilmente detectáveis (MALDAGUE, 2000; TITMAN, 2001; CLARK, MCCANN & FORDE, 2003).

As câmeras apresentam uma capacidade de detecção de pequenas flutuações de temperaturas. Elas também estão sendo utilizadas em várias aplicações, pois são facilmente transportáveis e cada vez mais compactas.

Faz-se necessário uma qualificação do técnico que registra e interpreta os resultados tidos na obtenção e análise da imagem térmica, por que a complexidade das soluções construtivas e dos mecanismos influencia a captação da radiação infravermelha.

A emissividade é, sem dúvida, o parâmetro mais importante em qualquer avaliação termográfica, e caso esta tenha uma grande variação ao longo da superfície em estudo, implicará em um perfil de temperatura incorreto, prejudicando toda a medição, e consequentemente, a conclusão dos resultados obtidos.

Uma das limitações da termografia deve-se ao efeito da atenuação da radiação infravermelha na atmosfera causada pela absorção de energia por partículas em suspensão, dióxido de carbono e vapor de água, e subsequente difusão em direções aleatórias podendo afetar os resultados obtidos, embora estes efeitos possam ser desprezados para os casos onde a distância entre o sistema de infravermelhos e o objeto é pequeno (SOUSA, 2010).

A presença de obstáculos entre o objeto e a câmera, é outro problema que poderá ocorrer quando utiliza a termografia por infravermelhos no ambiente exterior, pois tal coisa pode afetar a temperatura.

As condições atmosféricas que se fazem sentir durante a avaliação têm um impacto direto nos resultados obtidos, assim como a radiação solar incidente sobre a superfície pode elevar a temperatura, a chuva e o vento poderão provocar uma descida da mesma (MALDAGUE, 2000), (TITMAN, 2001), (CLARK, MCCANN & FORDE, 2003).

A Tabela 5 apresenta as principais vantagens e limitações da termografia por infravermelhos.

Tabela 4 - Vantagens e limitações da termografia por infravermelhos.

Vantagens	Limitações
Inspecção rápida e em tempo real;	Custo equipamento;
Segura (sem contacto);	Presença de obstáculos;
Fácil interpretação qualitativa;	Necessidade pessoal qualificado para interpretação quantitativa;
Diagnóstico de defeitos em vasta escala;	Influência de parâmetros de difícil controlo;
Não necessita de iluminação externa (ensaios nocturnos);	Dificuldade de aquecimento uniforme numa grande área (em Termografia Activa);
Equipamento leve e portátil (variadas aplicações);	Influência de objectos na vizinhança;
Utilização em movimento;	Problemas com a emissividade;
Detecção de pequenas variações de temperatura.	

Fonte: (SOUZA, 2010).

3.12 APLICAÇÕES DA TERMOGRAFIA NA SOLDAGEM

As referências e trabalhos que abordam este tema ainda são escassos, uma vez que tratam de uma tecnologia relativamente recente (a partir de 1993), especialmente quando se aborda o tema através das câmeras portáteis de infravermelho (será abreviado para o termo IR, do inglês *infrared*) ainda muito dispendiosas.

Alemanha, Inglaterra, Japão, EUA, recentemente China, Índia e outros, lideram estes estudos, conforme alguns exemplos dispostos a seguir.

3.12.1 Após a soldagem

Aplicação de cargas cíclicas radiais e/ou axiais à região soldada, promovendo deformação plástica e fratura nestas placas soldadas, acarreta necessariamente num aumento de temperatura devido à resistência à ocorrência destas deformações (ODA *et al.*, 2003), (ODA *et al.*, 2010) e (CRUPI *et al.*, 2009). Este acréscimo energético (termo elasticidade e termo plasticidade), transformado em calor pode ser medido com a tecnologia da Termografia de IR.

3.12.2 Durante a soldagem

Existem trabalhos neste sentido que fazem menção a um monitoramento *on line* (simultâneo) da poça de fusão da região que está sendo soldada, permitindo desta forma, detectar falhas, defeitos e descontinuidades no cordão de solda, através de alterações na geometria da poça de fusão (NANDHITHA *et al.*, 2009), (PALACÍOS, 2010), (SREEDHAR *et al.*, 2012). Estes estudos do campo de temperatura na interface no cordão de solda, até a presente data, somente têm sido realizados em soldagens onde as temperaturas atingidas não são capazes de danificar os sensores microbolômetros. Como exemplo, cita-se o processo de “solda a laser” em chapas finas metálicas, bem como em polímeros (SPEKA, 2008). Aplicação com uso simultâneo desta técnica verifica-se também em corte de chapas e solda de ponto, dedicado à indústria automobilística (SCHLICHTING *et al.*, 2012)

Ocorrem ainda trabalhos com termografia que visam aprofundar as diferenças entre alguns tipos de processos de soldagens, obtendo-se resultados confiáveis mediante as medições dos campos de temperatura e da geometria do cordão de solda (MATTEI, 2009).

4 MATERIAIS

Para a realização dos experimentos, no que tange a soldagem, foram necessários de uma forma generalista alguns Equipamentos de Proteção Individual (EPI), quais sejam: 02 (dois) pares de mangas, luvas e perneiras; 02 (duas) máscaras com auto escurecimento; 01 (uma) bancada para soldagem, painéis verticais de folha de madeira medindo 1,5x2,5 metros e ainda, uma tocha de soldagem com comando à distância.

Para a execução das soldagens foi utilizada uma Fonte de Soldagem ESAB SMASHWELD 318 Top Flex. Trata-se de um conjunto mecanizado para soldagem multiprocesso (MIG/MAG e Arame Tubular) que combinam em uma só unidade, uma fonte de energia com característica de tensão constante (de 18 a 45 volts), alimentador de arame Origo Feed e plataforma para um cilindro de gás (ESAB, 2013). É um transformador-retificador, trifásico, com controles para ajustes de tensão e corrente através de chaves seletoras e visualização através de painel digital, com ventilação forçada, saída em corrente contínua e polaridade direta (positiva). Opera com alimentação primária de 220, 380 ou 440 volts. Mais detalhes, Anexo F.

De uma forma mais específica, durante o desenvolvimento experimental das soldagens neste trabalho, verificou-se a necessidade de estabelecer-se duas etapas distintas, sendo a primeira com o intuito de validar o instrumento formal de medição de temperatura desta pesquisa e a segunda, que coincide com as medições térmicas que seriam contrastadas com o método numérico, objeto deste trabalho. Em ambas etapas, ficou estabelecida a posição de soldagem 2G horizontal conforme indicado na Figura 27.

Figura 27 – Posição de soldagem 2G horizontal, conforme norma ASME seção IX (QW461).



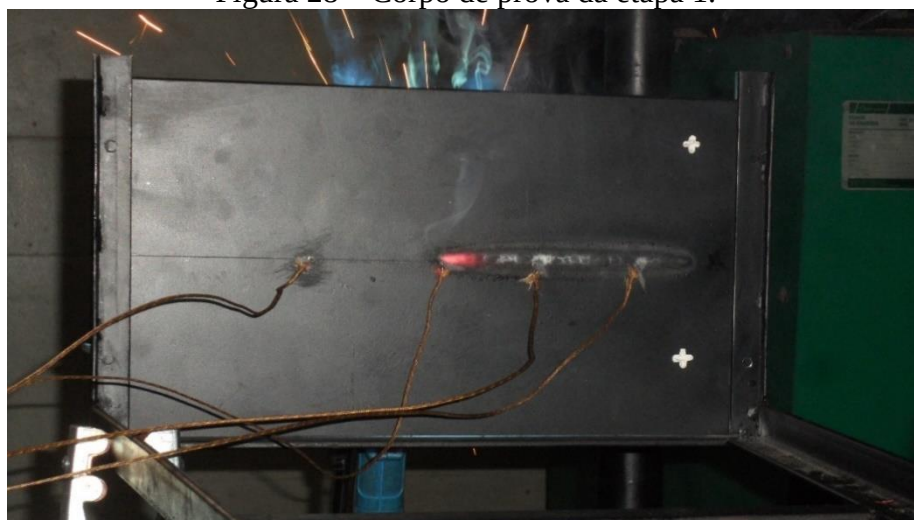
Fonte: (APY DESIGN DAS SOLDAS, 2016)

Desta forma, os itens seguintes: corpo de prova, automação e parâmetros de soldagem, foram dispostos de forma a contemplar estes diferentes momentos.

4.1.1 *Corpos de Prova (CP)*

Em primeira instância foram produzidos 08 (oito) CP's no aço ASTM A-36 tendo sido utilizados para a validação da instrumentação (Figura 28). Foram cortados no tamanho aproximado de um papel ofício A4, ou seja, 200 x 300 e espessura de chapa de 4,76 mm. Este CP ficou sem nenhum chanfro visando garantir que não haveria risco de furá-lo durante a execução da soldagem evitando desta forma qualquer risco de danificar os sensores da termocâmera e do pirômetro.

Figura 28 – Corpo de prova da etapa 1.



Nesta Figura vê-se sua aplicação durante um experimento de soldagem, tendo fios termopares afixados ao mesmo. Posteriormente estes dados obtidos juntos ao sistema de instrumentação com fios termopares foram desprezados, uma vez que se optou pelo Pirômetro como o equipamento para validação destes experimentos.

Fonte: O autor.

Com a evolução dos procedimentos foram fabricados o segundo modelo de CP, constando de 03(três) exemplares provenientes de um material mais nobre e de grande aplicação no segmento de petróleo e gás. Trata-se do aço de alta resistência e baixa liga categoria API 5L X80 que havia sido gentilmente cedido pela empresa Tenaris-Confab à UFPE, situada em Pindamonhangaba-SP. Este material originalmente estava em formato de tubo com diâmetro de

34 polegadas, espessura 19 mm e comprimento de 200 mm, tendo sido extraído pedaços para serem cortados e aplainados, obtendo-os nas dimensões finais de 150 x 80 x 7,5 mm e chanfro no sentido longitudinal de 45 graus e profundidade de 4 mm. A Figura 29 traz a imagem do CP trabalhado para que fossem validados os resultados do campo de temperatura, objeto deste trabalho, inclusive através da modelagem matemática.

Figura 29 - Corpo de prova da etapa 2.



Modelo de CP construído no aço ARBL, X 80. Esta é a imagem de sua face frontal, superfície onde ocorreu a execução do cordão de solda mediante a inserção de um único cordão de solda. O processo MAG de soldagem foi o adotado em todos os experimentos.

Fonte: O autor.

Complementarmente informa-se que após os cortes nos tamanhos especificados, todos os modelos de CP's foram devidamente lixados e pintados na face oposta ao da soldagem com tinta spray na cor preto fosco. Este procedimento teve o intuito de evitar maiores flutuações no valor da emissividade.

4.1.2 Sistemas de soldagem automatizado

No que tange a procedimentos comuns com automatismo destaca-se a atuação remota do gatilho da tocha de soldagem TBI 360 (Anexo G). Esta foi desmontada na extremidade do conector padronizado (Euroconector), tendo tido acesso à parte interna ao cabo coaxial da tocha

e interligado através dos contatos elétricos do gatilho, um par de fio de cobre com extensão de 2,5 metros. Na outra extremidade deste fio foi interligado um interruptor elétrico do tipo liga/desliga, que permite funcionar de forma idêntica ao gatilho da tocha, sendo, entretanto, distanciado do ambiente de soldagem.

Este procedimento viabilizou a disponibilidade dos “comandos à mão” distante da emissão dos raios ultravioleta presentes no processo MIG-MAG, garantindo uma melhor integridade (start/stop) do funcionamento de todos os equipamentos e dispositivos dispostos nos experimentos através da busca pelo início dos movimentos e armazenamento de informações quase simultâneos e ainda, pela melhoria da segurança individual do soldador.

Referente aos procedimentos diferenciados na automação, destaca-se no primeiro estágio o movimento ocorrido para o preenchimento do cordão de solda, quando este decorreu unicamente por parte do CP, o qual fora inserido no porta-chapa vertical que é parte integrante do suporte metálico, aparafusado à mesa de coordenadas mediante sua base móvel metálica. A mesa dispõe de drive e servo motor que transferem movimento rotativo a um eixo sem fim, pelo qual encontra-se afixada a referida base móvel metálica e assentada sobre guias lineares de esferas, executando desta forma, movimentos de vai e vem no plano horizontal e sentido do eixo sem fim.

Para a execução dos movimentos o drive obedece a uma programação simples constando das seguintes linhas: VE 1RPS / DI 1300000 / FL. O item DI expressa a quantidade de giros que o servo motor executará sendo $1300000 = 260 \text{ mm}$ linear, sendo os sinais + ou –, conforme sentido desejado de avanço ou retorno, respectivamente. O referido software é fornecido pelo fabricante do microcontrolador de marca ST, que se conecta a uma CPU externa através de uma porta RS 232 (Figura 30).

Figura 30 - Etapa 1. Mesa de coordenadas com suporte porta chapa vertical aparafusado à mesma. Posição de Soldagem Horizontal 2G.



Fonte: O autor.

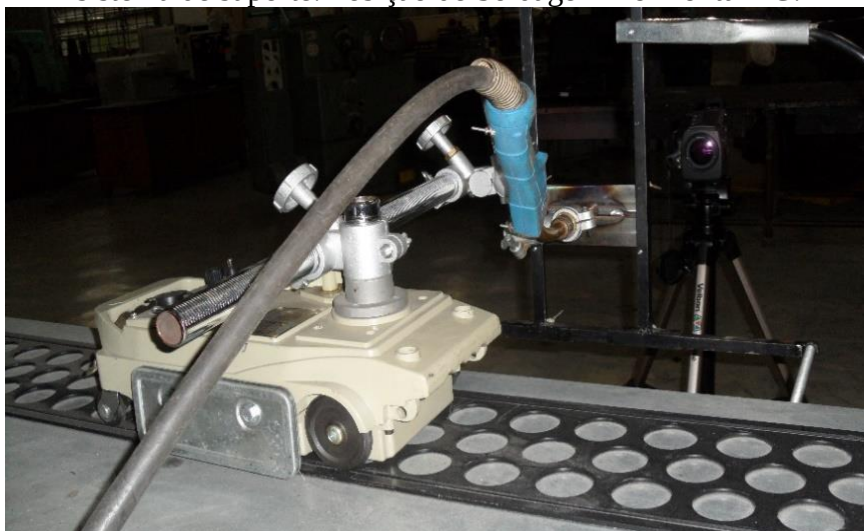
A implementação da segunda etapa provém da busca por um procedimento de soldagem semelhante aos comuns em ocorrência nas indústrias do segmento metal mecânico quando, em sua execução, normalmente somente a tocha é movimentada.

Nesta jornada a tocha encontra-se afixada a um pequeno veículo de dois eixos, um eixo motriz e o outro movido, que se desloca sobre trilhos e com força de tração provida de um servo motor elétrico, com velocidade controlada através de uma régua potenciométrica, permitindo mudanças de velocidades sem bruscas variações e garantindo um deslocamento uniforme, firme e sem trancos ou patinação. Tecnicamente este pequeno veículo chama-se máquina semiautomática de corte a gás ou, mais comumente conhecida como tartaruga.

É frequentemente utilizado em cortes metálicos, mas também se aplica na realização de soldagem com automação inserida. O modelo adotado foi o CG1-30 com range de velocidade de 50 a 3.200 mm/minuto.

Os equipamentos de corte foram substituídos para permitir a adaptação e fixação da tocha de soldagem GMAW, aplicada nos experimentos (Figura 31).

Figura 31 - Etapa 2. Tartaruga disposta sobre o trilho com tocha de soldagem acoplada ao seu sistema de suporte. Posição de Soldagem Horizontal 2G.



Fonte: O autor.

4.1.3 Parâmetros de soldagem

Similarmente aos dois itens anteriores, também se fez necessário o desdobramento deste item em dois momentos distintos, tendo em vista novos materiais e equipamentos implementados nos mesmos, conforme dispostos a seguir nas Tabelas 6 e 7. Os referidos parâmetros dedicados à soldagem foram retirados do Manual do Usuário Smashwed 318 (ESAB, 2013) e concebidos pelo autor de forma experimental, quando referidos à geometria dos dispositivos envolvidos.

Tabela 5 - Parâmetros de soldagem - 1ª etapa do experimento.

Processo utilizado	GMAW(MAG)
Corrente [A]	152*
Tensão [V]	19,2*
Velocidade de soldagem [ms^{-1}]	0,005*
Distância bico de contato peça – DBCP (Na língua inglesa equivalente ao CTWD) [m]	0,016**
Stick-out (medida da extensão livre do eletrodo) [m]	0,012**
Comprimento do arco [m]	0,004**
Velocidade alimentação do arame [ms^{-1}]	0,217*
Diâmetro do arame sólido (Fabricante Lincoln Electric, modelo S-6. Mais detalhes, anexo E) [m]	0,0008*
Vazão do gás de proteção (75% Ar+25% CO_2) [Lmin^{-1}]	16*
Regime de transferência metálica (chapa no – da fonte)	CC+*
Eficiência térmica do processo	85%*
Tempo médio de soldagem [s]	40**
Comprimento do cordão de solda[m]	0,2**
Posição de soldagem	Horizontal 2G**
Ângulo de trabalho da tocha(Torch work angle) em relação a chapa de soldagem	Perpendicular**
Ângulo de tomada das imagens IR (Figura 54) em relação à chapa de soldagem	15° em relação à chapa**
Tocha e termocâmera paradas e alinhadas; chapa em movimento	**

Material: Aço ASTM A 36

Fonte: (ESAB, 2013) * e o autor **

Tabela 6 - Parâmetros de soldagem - 2ª etapa do experimento.

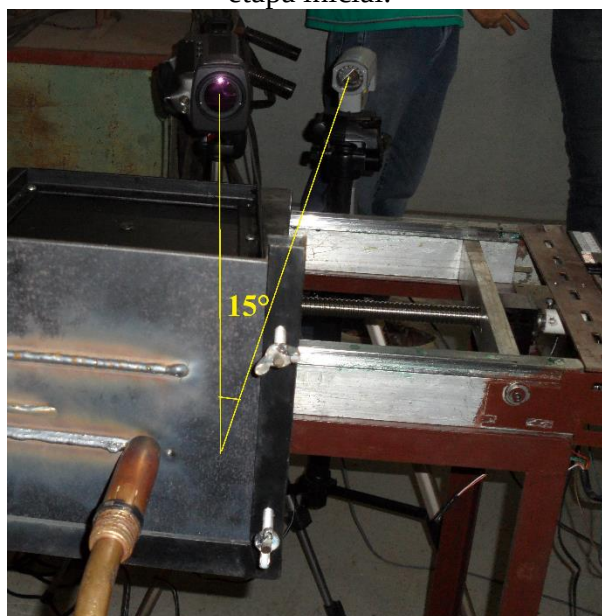
Processo utilizado	GMAW(MAG)
Corrente [A]	192 *
Tensão [V]	18,4*
Velocidade de soldagem [ms^{-1}]	0,00278*
Distância bico de contato peça – DBCP (Na língua inglesa equivalente ao CTWD) [m]	0,016**
Stick-out (medida da extensão livre do eletrodo) [m]	0,012**
Comprimento do arco [m]	0,004**
Velocidade alimentação do arame [ms^{-1}]	0,167*
Diâmetro do arame sólido (Fabricante ESAB, modelo 0K AUTROD 12.51 ER70S-6. Mais detalhes, anexo F) [m]	0,0012*
Vazão do gás de proteção (75% Ar+25% CO_2) [Lmin^{-1}]	16*
Regime de transferência metálica (chapa no – da fonte)	CC+*
Eficiência térmica do processo	85%*
Tempo médio de soldagem [s]	36**
Comprimento do cordão de solda[m]	0,1**
Posição de soldagem	Horizontal 2G**
Ângulo de trabalho da tocha(Torch work angle)em relação a chapa de soldagem	Perpendicular**
Ângulo de tomada das imagens IR em relação a chapa de soldagem .	Perpendicular**
Chapa e termocâmera paradas e alinhadas; tocha em movimento.	**

Material: Aço API 5L X 80

Fonte: (ESAB, 2013) * e o autor**

Complementarmente à geometria dos dispositivos envolvidos nos experimentos, a Figura 32 detalha o ângulo de 15° formado entre a superfície do CP e a face das lentes que equipam os equipamentos radiométricos. O valor deste ângulo está em consonância ao orientado pelas técnicas de estudo da emissividade (ver item 4.2.2).

Figura 32 - Ângulo de tomada das imagens IR em relação a chapa de soldagem, disposto na etapa inicial.



Fonte: o autor

4.2 SISTEMA DE MONITORAMENTO PARA AQUISIÇÃO DE DADOS E IMAGENS

Para a realização do experimento, no que tange ao monitoramento e aquisição de dados e imagens durante e após a soldagem, foram necessários os seguintes equipamentos mostrados na Figura 33 câmara termográfica e pirômetro.

Figura 33 – Pirômetro * (à esquerda) e câmera termográfica ** (à direita).



Fonte: (FLUKE, 2012) * e (FLIR, 2010) **

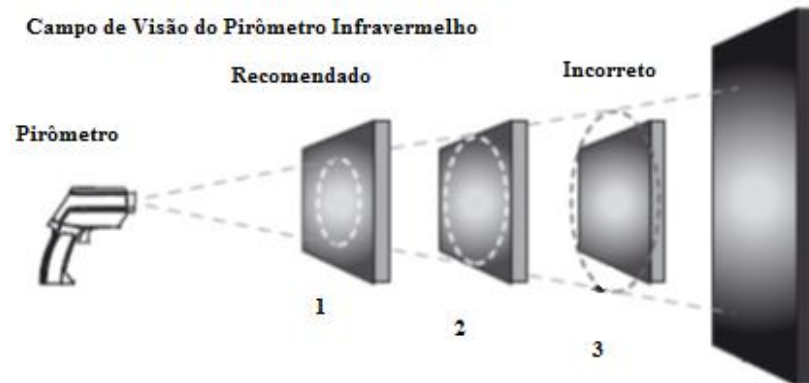
4.2.1 Pirômetro de Radiação

Estes pirômetros medem a temperatura superficial do objeto em estudo através do sistema óptico que foca a radiação térmica desta superfície em um ponto ou de uma pequena área, sendo ainda possível através de filtros, selecionar os diversos comprimentos de onda da radiação em exposição (MICHALSKI *et al.*, 2001). O detector tem a função de interpretar esta informação que pode ser de origem quântica ou térmica. A lei de Stefan-Boltzmann suporta as respostas deste equipamento, o qual associa a radiação térmica com as respostas da temperatura.

Foi utilizada o Pirômetro Modelo RAYMX4PB fabricado pela Raytek, de propriedade do Departamento de Engenharia Mecânica da UFPE. Na atualidade a empresa Fluke adquiriu esta linha de pirômetros da Raytec e disponibiliza em sua linha de produção o modelo 1 574 idêntico ao utilizado neste experimento. Este apresenta um único elemento sensor de captação de radiação de alta eficiência do tipo Termopilha, o qual consiste de vários termopares - que funciona mediante o conceito do efeito termoelétrico - ligados em série. Um termopar consiste na junção de dois materiais com coeficientes térmicos diferentes. Este sensor do tipo termopilha ao receber a radiação infravermelha gera uma tensão elétrica que pode ser medida e calibrada através da resistência do detector, fornecendo a leitura de temperatura (PEDROSA & ATHAYDE, 2012).

A Figura 34 demonstra o distanciamento adequado ao objeto para se obter um apontamento recomendado, diante de um campo de visão otimizado ao pirômetro. Este ajuste é viabilizado através da mira laser que visa o objeto a ser medido e através de seus pontos na luz laser, delineiam em torno de 90% o diâmetro da área medida (FLUKE, 2012).

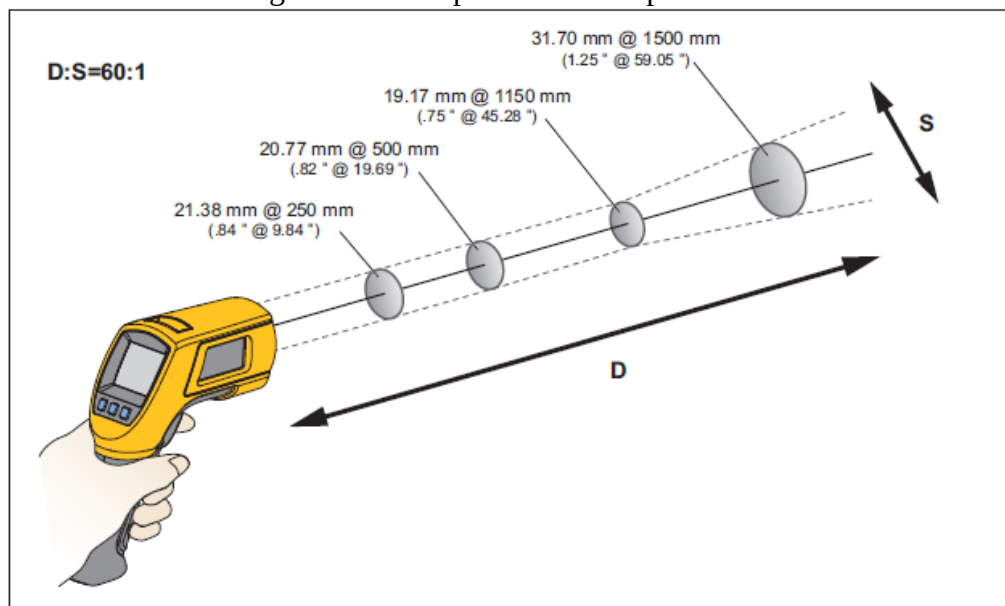
Figura 34 -Aplicação do pirômetro infravermelho diante dos distanciamentos recomendado, limitante e incorreto sobre o objeto em estudo.



Fonte: (FLUKE, 2012)

Na Figura 355 verifica-se a seguinte razão que dimensiona a distância sensora ótica adequada neste tipo de equipamento: $\frac{D}{S} = \frac{\text{Distância ao objeto}}{\text{Diâmetro observado}} = \frac{60}{1}$

Figura 35 - Campo de visão do pirômetro.



Neste estudo específico a distância ao objeto valia 1 metro e desta forma, em sua superfície era avistado um disco formado de luz laser com diâmetro em torno de 20 mm.

Fonte : (FLUKE, 2012)

4.2.1.1 *Calibração do Pirômetro*

Foi realizada em laboratório específico (anexo D) uma vez que o modelo de calibrador de corpo negro disposto no Departamento de Engenharia Mecânica na UFPE (Modelo Omega BB 701, Figura 36) possui temperatura máxima para calibração de até 120° Célcius, bem aquém dos valores a serem trafegados nos ambientes com soldagem ao arco elétrico. De toda sorte, o resultado da calibração inicial e a versão completa demonstraram que o equipamento Raytek RAYMX4PB tem uma elevada confiabilidade de leitura (erros de até 2%, conforme disposto no manual de instruções), diante do propósito de sua engenharia de aplicação, demonstrando ser um produto que faz uso de itens de fabricação de excelente qualidade.

Figura 36 – Calibração preliminar do Pirômetro.



Procedimentos iniciais para calibração do Pirômetro realizado no laboratório de soldagem do Depto de Eng Mecânica da UFPE.

Fonte : O autor

4.2.2 *Câmera Termográfica*

A câmera termográfica possui um detector que gera um sinal elétrico em função da radiação incidente que, por sua vez, é tratado por uma unidade de controle que posteriormente

disponibiliza a imagem térmica resultante num monitor. Assim, a temperatura da superfície em estudo é medida indiretamente a partir da radiação incidente no detector. (SOUSA, 2010):

Foi utilizada a Câmera Termográfica Modelo Flir S 45, de propriedade do Departamento de Engenharia Mecânica da UFPE - Labtermo. Esta câmera vem equipada com o detector do tipo *Focal Plane Array* (FPA), constituído de microbolômetros sem resfriamento, na quantidade de 320x240 *pixels*, que formatam mais de 76.000 pontos capazes de capturar as respectivas temperaturas.

Possui campo de visão e distância mínima focal de (24° x 18°/0,3) m e sensibilidade na faixa de 7,5 a 13 μm no espectro eletromagnético. A câmera foi montada sobre tripé para garantir posicionamento sem alteração das imagens durante a sua obtenção. Para transferência rápida das imagens em tempo real, optou-se pela saída digital IEEE-394 *Fire Wire*, que é capaz de fornecer até 60 fps e sensibilidade térmica de 0,08 a 30°C. A sigla fps é um termo que vem do inglês e indica frames ou imagens por segundo. Neste experimento 30 fps foram suficientes para a análise requerida.

A distância do corpo de prova à câmera, em todos os experimentos, foi de um (01) metro tendo sido dimensionado desta forma com o intuito de proteger a câmera de um possível contato desta com respingos de solda

Para focalizar a região soldada a TC foi posicionada com até 15° de inclinação (etapa 1) ou perpendicular (etapa 2) ao plano do CP, visando garantir uma melhor captação da radiação da superfície do CP. Ressalta-se que até um ângulo de 45° com a superfície medida, o valor da emissividade da superfície do objeto em medição praticamente não varia, conforme observa-se na Figura 37 (VOLLMER & MÖLLMANN, 2010).

Figura 37 - Variação da emissividade de acordo com o ângulo de visão.



O valor da emissividade é praticamente constante até um ângulo de visão de 45° para com o radiômetro ou câmera termográfica.

Fonte: (VOLLMER & MÖLLMANN, 2010)

4.2.2.1 Calibração da câmera termográfica Flir S 45

O anexo C dispõe da calibração e resultados respectivos deste procedimento realizado por funcionários capacitados pelo próprio fabricante, realizado na sede da Flir Brasil em Sorocaba-SP.

Esta certificação tem como base a NBR 17025 onde está disposto em sua escrita de que a validade do certificado de calibração é estipulada pelo próprio usuário do equipamento de instrumentação.

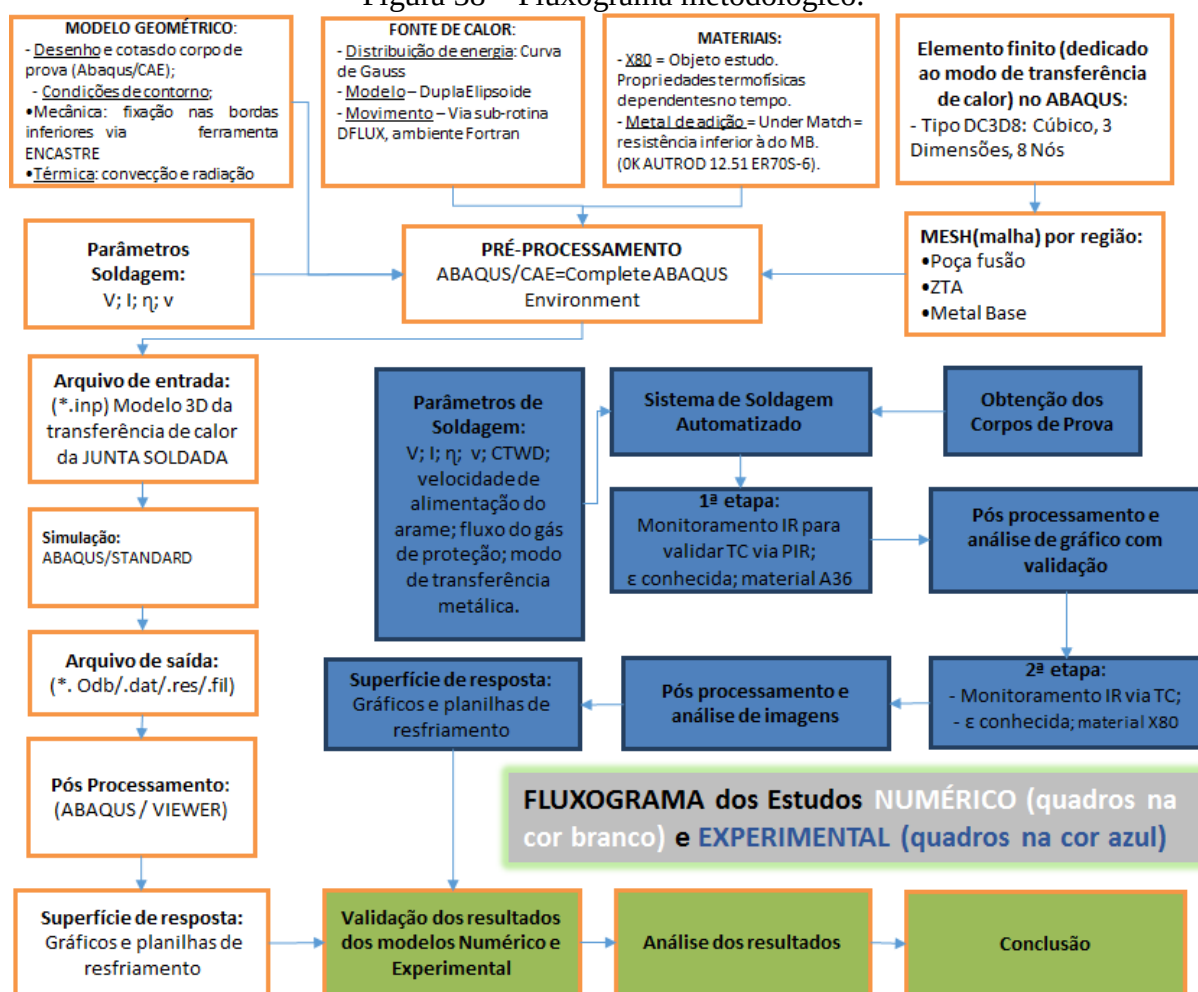
A NBR ISO/IEC 17025 estabelece requisitos gerenciais e técnicos para a competência de laboratórios em fornecer resultados de ensaio e calibração tecnicamente válidos (LABSOFT, 2012).

Desta forma em função da baixa demanda de uso e ainda, pelo fato desta ser operada sempre por pessoal capacitado, podemos afirmar que esta termocâmara S 45 da UFPE está com o certificado de calibração dentro de sua validade (emitido em 22.12.2010) de uso e de confiabilidade de informações provenientes da mesma.

4.3 FORMULAÇÃO NUMÉRICA

A Figura 38 esclarece o fluxo de atividades necessário à realização dos procedimentos desenvolvidos diante do experimento e da modelagem matemática e com o consequente direcionamento ao estudo para validação dos resultados obtidos.

Figura 38 – Fluxograma metodológico.

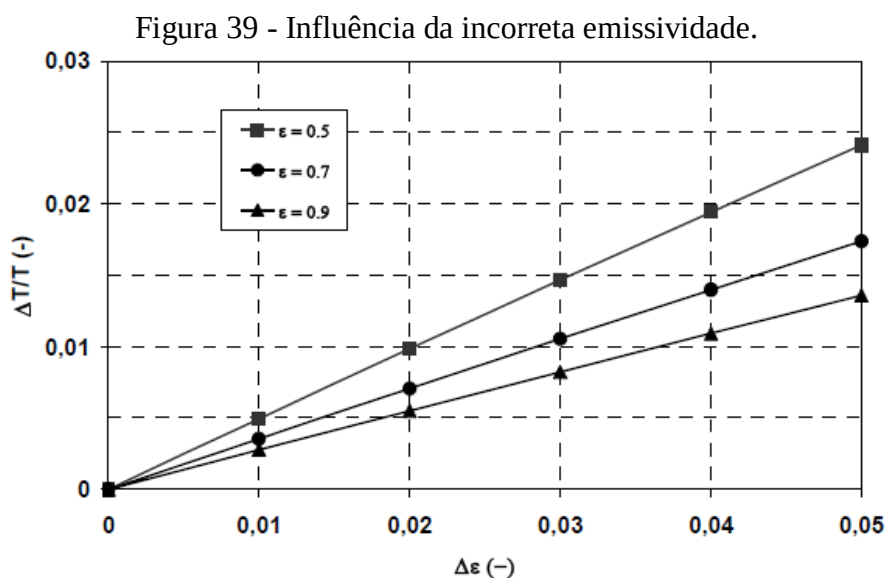


Fonte: O autor.

Para um melhor entendimento do fluxograma acima, será explicitado nos tópicos em sequência as tratativas direcionadas à segurança dos equipamentos ligadas às etapas experimentais, o valor conhecido da emissividade e ainda, o detalhamento da divisão do experimento em duas etapas distintas.

4.3.1 Valor da emissividade proveniente de estudo anterior realizado pelo autor

A emissividade é uma grandeza de extrema relevância e com elevado impacto nos resultados das leituras das temperaturas demonstradas nas imagens e gráficos fornecidos por quaisquer sistemas de instrumentação, que se utilizem da radiação no espectro do infravermelho para formatar objetos de leitura. A Figura 39 demonstra que a escolha equivocada da emissividade, provocará um desvio considerável à precisão dos resultados dos campos térmicos em estudo.



Fonte: (AL-KARAWI, 2004).

Semelhanças em ambos trabalhos fortaleceram a proposta para considerar o valor obtido no trabalho inicial do autor denominado de “Uso da termografia na análise do resfriamento de chapas soldadas” como sendo válido diante deste novo estudo, conforme verifica-se a seguir:

1- Captação da radiação infravermelho no CP diante da face oposta ao da soldagem em chapas previamente lixadas e pintadas com tinta preta fosco de mesmo fabricante;

2-Mesma localidade qual seja, no espaço destinado a soldagem dentro do galpão de engenharia mecânica da UFPE e com posição relativa da soldagem em relação à termocâmara semelhante, permitindo desta forma incidência assemelhada provinda da radiação dos objetos dispostos no referido ambiente;

3- Como se trata do resultado de uma medição, importante que seja contemplado o erro desta valoração. O referido trabalho original contemplou estes desvios, assumindo o seguinte valor:

$$\varepsilon = \text{Média aritmética} \pm \text{Desvio padrão}$$

$$\varepsilon = 0,9134 \pm 0,068665$$

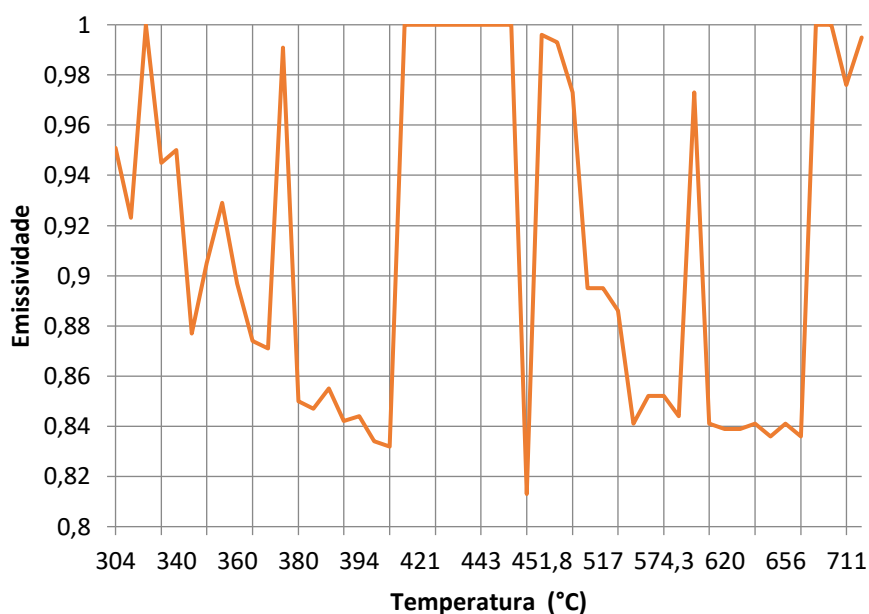
Assumiu-se até o terceiro algarismo significativo conforme segue:

$$\varepsilon = 0,91 \pm 0,068.$$

Uma vez que na inserção deste valor nos equipamentos de instrumentação utilizados, somente é habilitado espaço para digitar até dois dígitos, assumiu-se então o valor de 0,91.

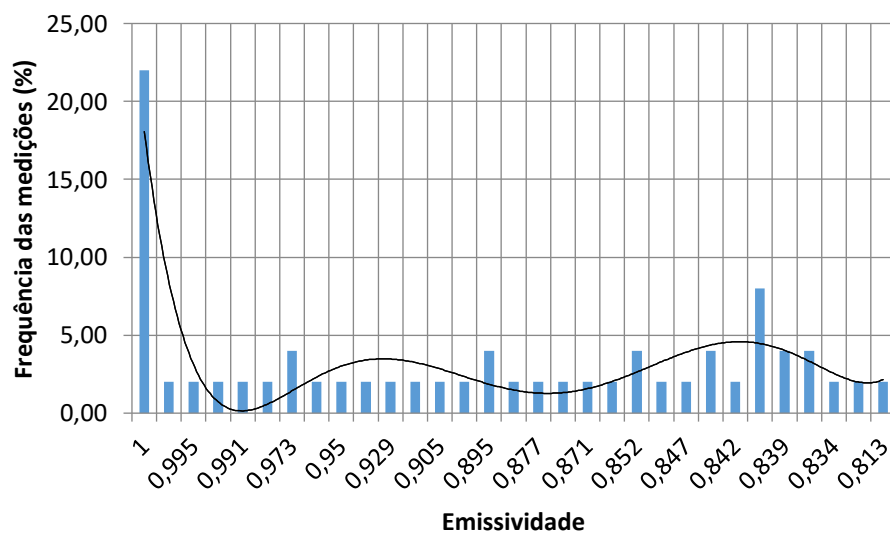
Os dois gráficos seguintes, dispostos nas Figuras 40 e 41, contemplam os resultados práticos obtidos que serviram como banco de dados para dimensionar o resultado final, mediante uso da ferramenta da estatística.

Figura 40 - Gráfico da emissividade versus a temperatura.



Fonte: o autor

Figura 41 - Gráfico da distribuição estatística da emissividade, com curva de tendência polinomial de grau 6.



Fonte: o autor

Referenciais de valores de emissividade em 0,9 e, portanto, muito próximo ao utilizado neste experimento, foram aplicados em estudos de campos de temperatura envolvendo processos de soldagem ao arco elétrico por diversos outros autores, dentre eles Gery, Long & Maropoulos (2005), Camilleri, Gray & Comlekci (2009) e Gannon, Liu & Smith (2010).

4.4 ETAPA 1: EQUIPAMENTOS UTILIZADOS

Nesta etapa foram empregados o pirômetro modelo Raytek RAYMX4PB e respectivo software de processamento de gráficos denominado Data Temp MX, versão 1.02; câmera termográfica modelo Flir S 45 e respectivo software de processamento de gráficos e de imagens denominado ThermaCAM Researcher, versão 2.9; mesa de coordenadas; corpo de prova no material ASTM A 36 e demais itens acessórios e de segurança dispostos na Figura 42.

Figura 42 - Detalhamento do laboratório experimental.



Durante a execução da etapa 1 do experimento as medições termométricas são realizadas de forma simultânea aos eventos de soldagem

Fonte: o autor

Conforme preconiza o item 4.1.2, sobre a mesma imagem térmica para que seja viável resultados robustos em experimentos onde estejam envolvidas operações de soldagem, é necessário o envolvimento de operações distintas daquelas praticadas pela mão humana, devendo serem dispostas em substituição às mesmas, atividades parametrizáveis e repetíveis mediante o uso da técnica da automação. Para tal, a fixação adequada das partes móveis envolvidas em trabalhos com soldagem são de extrema necessidade, visando assegurar o correto posicionamento dos corpos de prova e da tocha de soldagem, itens dos quais, entrarão em movimento relativo durante as atividades experimentais. Neste contexto, para esta etapa foram criados dois suportes metálicos preservando, de uma forma geral, que não haveria influência do soldador em: guiar a tocha na junta nem de sua respectiva inclinação, controlar o stick-out,

controlar as oscilações e o tempo de parada na margem da solda, dominar a velocidade de deslocamento que traz impacto direto na penetração e na taxa de deposição e ainda, que fossem viáveis à demanda de novos experimentos realizáveis por futuros pesquisadores do ramo.

O primeiro suporte metálico com volume útil de carregamento medindo 400 x 200 x 8 mm, permite o abastecimento de corpos de prova na vertical, sendo portanto capaz de atender ao comprimento médio de um cordão de solda equivalente ao tamanho de um papel ofício padrão A4 de 210mm, uma vez que na grande maioria dos corpos de prova experimentais esta extensão não é ultrapassada. No que tange à espessura citada de 8 mm, nesta foram estabelecidas canaletas furadas com fuso e parafusos inseridos nos mesmos, permitindo o travamento de chapas com espessuras inferiores e de até 8 mm (.

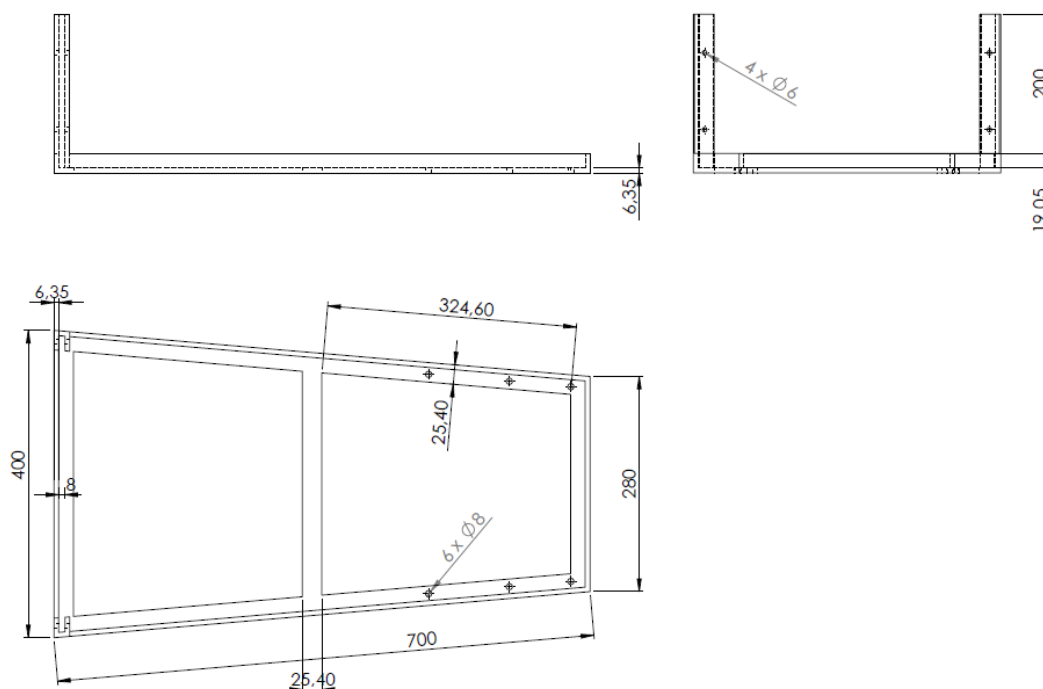
Figura 43 e Figura 44).

Figura 43– Suporte porta chapa vertical (fixo à mesa com tampo móvel) e base de fixação da tocha de soldagem (à esquerda da imagem).



Fonte: o autor

Figura 44 – Desenho com cotas do suporte porta chapas vertical para uso em mesa com tampo móvel, construídos no aço ASTM A 36.



Fonte: o autor

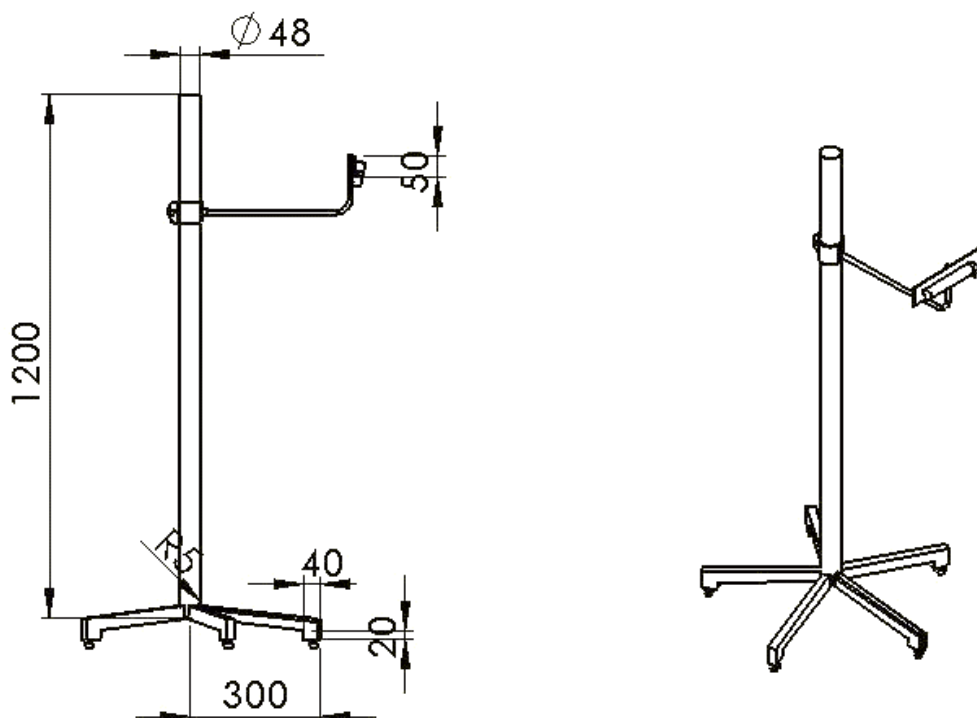
Um segundo suporte de relevante importância foi erguido através de uma base ajustável para fixação da tocha de soldagem, capaz de posicionar firmemente e de maneira adequada as disposições de altura (máximo de 1,20 m) e ângulo de apontamento (giro completo) da tocha, ambos relativos aos corpos de prova de soldagem a serem implementados numa pesquisa. A abraçadeira de fixação deslizando sobre um tubo circular com base móvel e conectados a um fuso de rosca diametralmente oposto, disponibiliza todos os graus de liberdade à regulação da tocha, conforme indicam as Figura 45 e Figura 46.

Figura 45– Base de fixação plenamente ajustável às necessidades de posicionamento da tocha de soldagem.



Fonte: o autor

Figura 46 – Desenho com cotas da base de fixação da tocha construído no aço ASTM A 36.



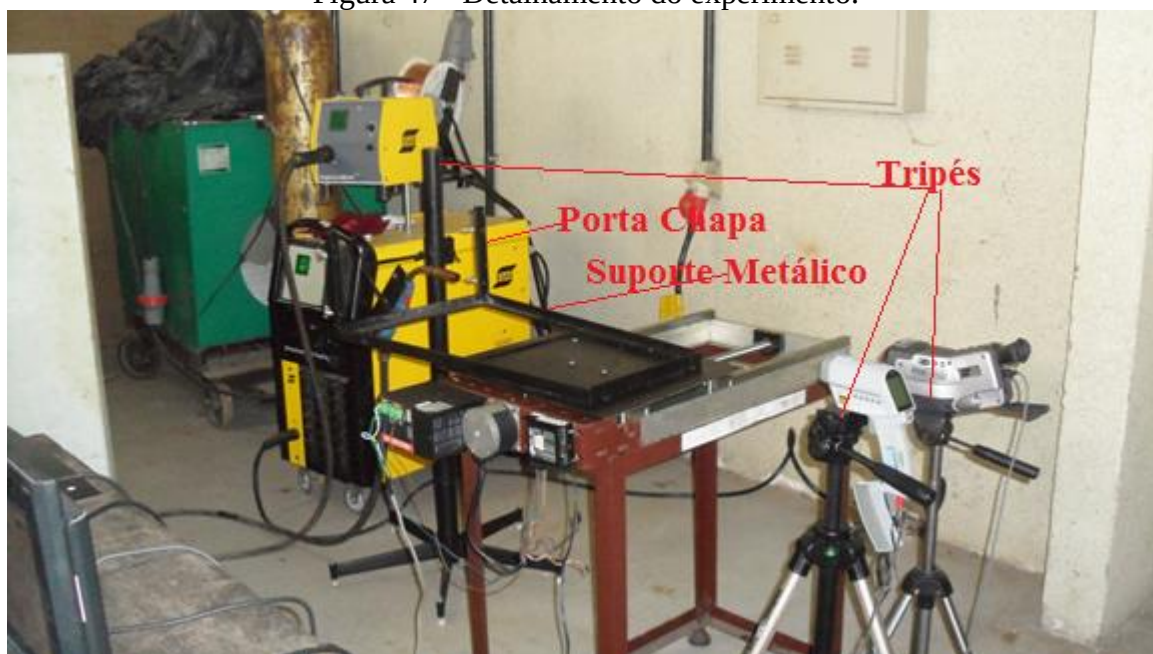
Fonte: o autor

4.4.1 Montagem do sistema de monitoramento

Como forma de buscar uma maior garantia nos resultados da termocâmara, principal instrumento de leitura de temperatura deste trabalho como um todo, utilizou-se de um segundo equipamento de medição dos campos térmicos nas soldagens, mediante o uso do instrumento pirômetro. Esta ocasião coincide também com o uso do CP construído no aço ASTM A 36, material menos nobre e doado à UFPE.

A Figura 47 destaca a presença de três elementos de sustentação, sendo dois tripés referentes aos equipamentos para medição das temperaturas e de um pedestal onde encontra-se afixado ao mesmo a tocha de soldagem MIG-MAG TBI 360. Estes equipamentos, tocha e câmeras, ficaram imobilizados durante esta etapa experimental.

Figura 47 - Detalhamento do experimento.



Fonte: o autor.

Neste estágio o movimento ocorrido para o preenchimento do cordão de solda decorreu unicamente por parte do CP, o qual fora inserido no porta-chapa vertical que é parte integrante do suporte metálico, aparafusado à mesa de coordenadas mediante sua base móvel metálica. A mesa dispõe de drive e servo motor que transferem movimento rotativo a um eixo sem fim, pelo qual encontra-se afixada a referida base móvel metálica e assentada sobre guias lineares de

esferas, executando desta forma, movimentos de vai e vem no plano horizontal e sentido do eixo sem fim.

O deslocamento útil máximo da mesa é de 260 mm, e nesta etapa a velocidade ajustada foi de 1 rotação/segundo ou linearmente de 5 mm/segundo, conforme condições de movimento detalhadas da mesma descritas no item 4.1.2.

4.4.2 Etapa 1: tópicos de destaque à boa execução dos experimentos

Alguns detalhes destacam-se pela relevância esclarecedora à boa condução desta etapa dos experimentos, conforme disposto a seguir:

1-Alinhamento testado e verificado junto à mesa de coordenadas e tocha de soldagem junto ao CP, com o intuito de viabilizar o correto funcionamento da automação na soldagem;

2 - Regulagem e verificação da distância focal, entre os instrumentos de medição e o objeto (CP) adequada que permita a obtenção da área desejada no CP e ainda, que garanta um distanciamento mínimo seguro ao CP para evitar respingos de solda. Na realização dos experimentos foi tomada como a área focalizada pela termocâmera, toda a extensão do CP permitindo assim que se possam analisar posteriormente quaisquer pontos do mesmo.

3- Inserção da emissividade conhecida (0,91) em ambos equipamentos. Este valor é solicitado pelos seus respectivos softwares e necessários a uma leitura de temperatura coerente.

3- Inserção de outras grandezas exclusivas a termocâmera, quais sejam: temperatura ambiente, refletida e atmosférica e ainda a umidade. Em tempo: Para a confirmação destas valorações de temperatura e umidade, utilizou-se do modelo Thal 300, fabricante Instrutherm, pertencente ao Departamento de Engenharia Mecânica da UFPE. Para as temperaturas refletida e atmosférica, existem razoáveis margens de erro pelo grau de dificuldade na obtenção precisa desta medição e, portanto, estes valores normalmente são atribuídos pela experiência do operador da termocâmera.

4) Ajustar ambos equipamentos para saída de imagens com uma frequência de 30 fps (imagens por segundo). Estas imagens deverão ser armazenadas no computador com o auxílio dos respectivos *softwares*.

5) A soldagem fora executada numa chapa inteiriça e sem chanfro, como forma de garantir primordialmente a inexistência de qualquer fresta que pudesse deixar passar alguma radiação luminosa proveniente do arco elétrico na direção dos sensores microbolômetros, pois conforme é conhecido a temperatura na coluna do arco vai além de 20.000 K, inviabilizando o uso do sistema IR.

O ponto de máxima verificado na etapa 1 foi 670°C ($\approx$ 943 K).

4.4.3 *Etapa 1: Validação da instrumentação de medição de temperatura (monitoramento ocorrido pela face detrás à soldagem no CP)*

Para que fosse possível validar os resultados provenientes de ambos sistemas de instrumentação, faz-se necessário que os campos de visão destes estivessem direcionados à mesma área de medição.

O campo de visão da TC abrange de uma única vez, toda a área do CP e portanto, não apresenta maiores restrições nos resultados obtidos. Analisando o princípio de funcionamento do PIR (item 4.2.1), verifica-se então que este possui campo de visão que trabalha em função da distância ao objeto, registrando a uma distância de 1 metro do objeto, apenas um disco com diâmetro em torno de 20 mm e que nesta região, era obtido a leitura da temperatura média da mesma.

Desta forma, para se comparar de forma idêntica os resultados observados na TC, seria necessário estabelecer-se um algoritmo na TC de forma a estabelecer um comando onde, apenas deveria ser obtido a leitura dos valores médios de temperatura, considerando uma mesma área circular com diâmetro de 20 mm na qual, seria observada por ambos instrumentos. Isto posto, foi inserido no *software* Researcher®, responsável pelo processamento das imagens na TC, uma fórmula matemática que traduzisse a distância linear entre dois pontos no plano para em seguida, traçar-se um disco referenciado por estes pontos através de ferramenta disponível no

software Researcher®. Fez-se então, uso de raciocínio semelhante ao disposto na álgebra para validar a distância entre dois pontos num plano, qual seja, $D_{ab} = \sqrt{(x_b - x_a)^2 + (y_b - y_a)^2}$, que traduzido na linguagem do Researcher®, ficou assim estabelecido:

$$\sqrt{(\text{li1.rightxpos} - \text{li1.leftxpos})^2 + (\text{li1.rightypos} - \text{li1.leftypos})^2}$$

O apontamento laser do PIR direcionava exatamente à saída do arame eletrodo da fonte de soldagem (Figura 48), sempre buscando captar a região de temperatura mais elevada. De forma análoga foi procedido junto a TC, onde buscava-se o ponto de temperatura mais elevada (região do cordão de solda) dentro da mesma tomada de imagens e sincronizados no mesmo tempo do PIR, para em seguida adotar a medição do segmento de reta de 20 mm com posterior traçado da área circular diante deste diâmetro, distribuído dentro deste ambiente com máxima de temperatura, e desta forma garantir que este procedimento na TC (Figura 499), viabilize a coincidência com o do campo de visão formatado pela luz laser no PIR.

Figura 48 – Alinhamento do laser em relação à tocha.



Na validação dos instrumentos (etapa 1) as medições ocorriam no mesmo lugar geométrico e em instantes sincronizados, sobre a mesma imagem térmica

Fonte : O autor

Figura 49 – Área circular visualizada no sistema IR, semelhante à do PIR.

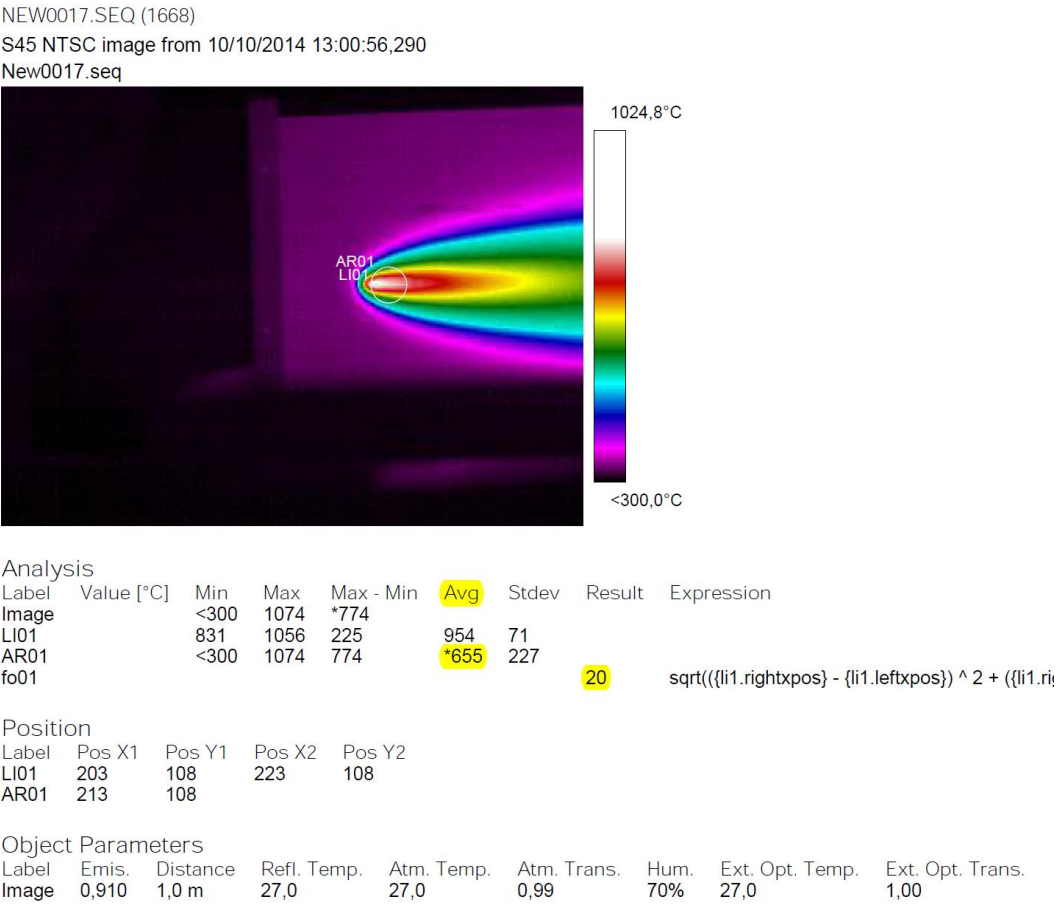


Imagem registrada pela TC com o intuito de realizar-se estudos comparativos sobre o campo de visão com dimensões semelhantes ao do PIR, para então extrair-se as curvas de temperaturas necessárias.

Fonte: o autor

4.5 ETAPA 2: EVENTO COM VISTAS AO FORNECIMENTO DE DADOS À MODELAGEM DO CAMPO TÉRMICO (MONITORAMENTO OCORRIDO PELA FACE DETRÁS À SOLDAGEM NO CP).

Após a validação da TC e desta forma diante de uma maior garantia do fornecimento adequado às respostas providas deste equipamento, passa-se finalmente a execução do objeto deste trabalho que concerne na criação de um banco de dados que servirá de base e de confronto para a sustentação da modelagem matemática a ser estabelecida diante do FEM.

4.5.1 Etapa 2: Equipamentos utilizados

Nesta etapa foram empregados a câmera termográfica modelo Flir S 45 e respectivo software de processamento de gráficos e de imagens denominado ThermaCAM Researcher, versão 2.9; mesa fixa com pequeno veículo condutor da tocha de soldagem motorizado (tartaruga) e montado sobre trilhos; corpo de prova no material API 5L X 80 e demais itens acessórios e de segurança.

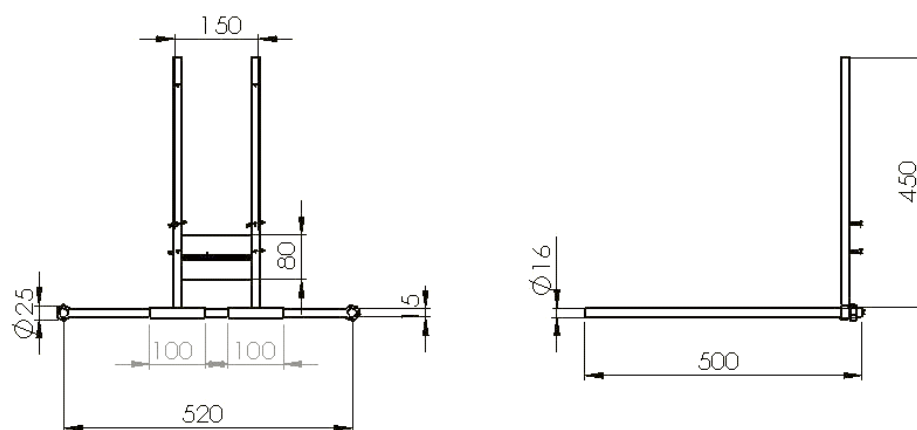
Em sequência a linha de raciocínio disposta no item 4.4, a absoluta necessidade de fixação das partes móveis diante das atividades de soldagem, potencializou a criação de um novo suporte de fixação de chapas. Desta forma, um terceiro periférico foi desenvolvido permitindo fixar corpos de prova com medidas variáveis em todas as dimensões, tendo como limites de largura os intervalos compreendidos entre de 100 a 400 mm, altura e espessura de até 450 mm e 8 mm, respectivamente. O distanciamento à mesa estacionária permite regulagem útil de até 470 mm, conforme necessidade do experimento e ainda para evitar respingos de soldagem por sobre à mesma. Foi desenvolvido para aproximar-se o máximo possível de uma situação real de soldagem em que a chapa permanece estacionária, enquanto a tocha de soldagem movimenta-se e ainda, visa atender ao estudo dos campos térmicos avaliados pelo instrumento TC, uma vez que este é capaz de analisar os campos térmicos de toda a área frontal visualizada pelos seus sensores, Figura 50 e Figura 51.

Figura 50 – Suporte porta chapa vertical (fixo à mesa com tampo fixo) construído no aço ASTM A 36.



Fonte: o autor

Figura 51 – Desenho com cotas do porta chapa vertical, que permite estacionar corpos de prova com dimensões variáveis.

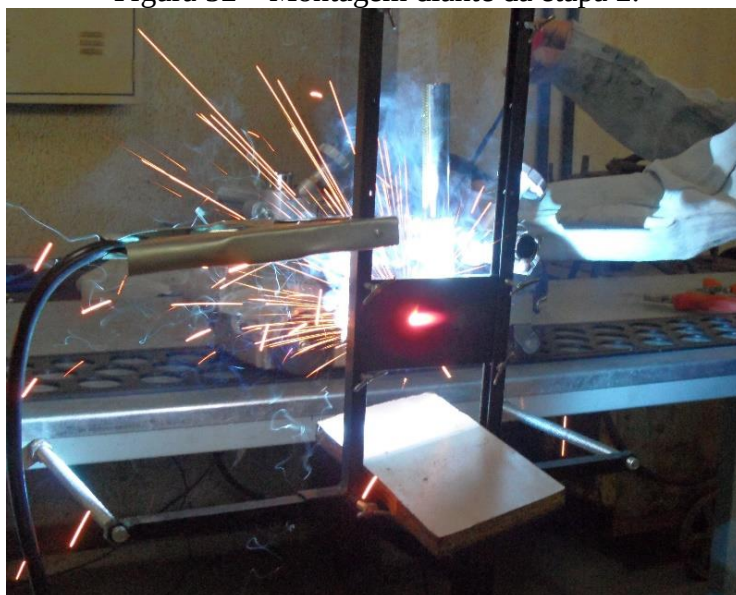


Fonte: o autor

4.5.2 Etapa 2: Montagem do sistema de monitoramento

Nesta etapa a câmera é posicionada perpendicularmente a face da chapa onde ocorre o processo de soldagem, conforme Figura 52.

Figura 52 – Montagem diante da etapa 2.



Na etapa 2 a leitura é realizada na face detrás, considerando apenas a Câmera IR. Todas as medições são realizadas on-line, ou seja, de forma simultânea ao acontecimento do evento da soldagem.

Fonte: O autor.

Uma vez confirmada a validação da TC proveniente da etapa anterior, só será necessária a aplicação do sistema de monitoramento procedente do infravermelho diretamente deste referido equipamento. Foi estabelecido um distanciamento de 1,0 metro ao CP garantindo segurança neste espaçamento, e assim evitar quaisquer respingos de solda no equipamento de instrumentação. A área focalizada pela termocâmera corresponde a toda extensão do CP permitindo que possam ser analisados posteriormente quaisquer pontos do mesmo.

Todos os tópicos de destaque e passos observados na etapa anterior ocorrem de forma semelhante nesta etapa 2, exceto no que tange a procedimentos ligados ao PIR desde que este equipamento não se faz mais presente nesta nova etapa e ainda, no que se refere ao CP, pois nesta etapa 2 o modelo de CP apesar de ser igualmente uma chapa inteiriça, este corpo tinha um chanfro em sua região mediana para viabilizar melhor dimensionamento dos valores de temperaturas em ocorrência na face de soldagem mediante de futuros estudos no FEM e assim,

permitir uma avaliação mais próxima de um evento real de união de metais, onde frequentemente um tipo de chanfro se faz presente. O ponto de máxima verificado na etapa 2 foi 1.045°C ($\approx 1.318\text{ K}$).

4.6 PÓS-PROCESSAMENTO E ANÁLISE DE IMAGENS

Com o uso do *software Researcher*, utiliza-se o ponto móvel de temperatura disposto no mesmo chegando-se ao(s) ponto(s) de temperatura desejada, do qual, a partir deste(s) far-se-á a curva de temperatura e imagens de aquecimento e resfriamento desejados.

4.7 MODELAGEM POR ELEMENTOS FINITOS

Este item objetiva a construção de uma modelagem numérica do campo térmico oriundo de uma soldagem ao arco elétrico GMAW, cujos parâmetros desta soldagem executada experimentalmente, serão alocadas nesta etapa numérica como banco de dados .

As variações das propriedades termofísicas do material com a temperatura foram consideradas e portanto , trata-se de uma análise não linear.

A modelagem do fluxo de fluido no âmbito da poça de fusão não foi considerada, uma vez que necessitaria de um estudo específico e análise complementar de maior refinamento.

A equação utilizada neste modelo considera a transferência de calor por condução, as perdas inerentes ao sistema através dos mecanismos de convecção e radiação e ainda, uma análise transiente mediante a variação da temperatura em relação ao tempo.

Analizando o fluxograma apresentado na Figura 38, ficam evidenciados os desdobramentos necessários à inserção de dados no software de elementos finitos definido, qual seja, o ABAQUS^(R).

O Pré-processamento realizou-se mediante módulo Abaqus/CAE que consta como sendo uma interface gráfica que permite definir a geometria e a geração da malha de elementos

finitos em estudo. No modelo numérico foram consideradas as propriedades termofísicas do material variando com a temperatura (Tabela 9), condições de contorno térmicas e mecânica. A simulação foi realizada através do módulo Abaqus/Standard (método implícito) para obter a solução numérica do problema. As saídas do modelo foram armazenadas em arquivos do tipo (*.odb/.dat/.res/.fil) prontos para o pós-processamento, onde foram avaliados os resultados após a simulação utilizando o módulo Abaqus/Viewer, que permitiu utilizar recursos gráficos para interpretação dos resultados numéricos (HIBBIT, 2007).

A Tabela 8 dos parâmetros de soldagem apresentada na 2ª etapa do experimento, elucida dados que foram inseridos na referida modelagem numérica.

Tabela 7 – Banco de dados para a modelagem matemática

Tipo de aço utilizado	API 5L X 80
Corrente [A]	192*
Tensão [V]	18,4*
Velocidade de soldagem [ms^{-1}]	0,00278*
Eficiência térmica do processo	85%*
Tempo médio de soldagem [s]	36**
Comprimento do cordão de solda[m]	0,1**

Itens remanescentes da Tabela dos parâmetros de soldagem utilizados na 2ª etapa do experimento e que serviram como banco de dados à modelagem matemática.

Fonte: (ESAB, 2013) * e o autor **

Conforme detalhado acima, o metal de base utilizado ao objeto principal deste trabalho foi retirado de tubos de aço do tipo ARBL (alta resistência e baixa liga) com classificação API 5L X80. De uma forma geral, os aços ARBL são resultantes de produtos com endurecimento por precipitação, refino de grão e adição de elementos microligantes e processados em diferentes passes de temperatura de laminação (CALOI, 2008). Os dutos de transporte de petróleo são uma aplicação clássica dos aços ARBL sendo que os utilizados na indústria do petróleo são geralmente classificados segundo a norma API (*American Petroleum Institute*) em função de sua resistência mecânica. API 5L, *Specification for Line Pipe*, (API, 2007). No caso do aço API 5L X80, este possui valor mínimo do limite de escoamento de 80.000 psi ou 551MPa. O anexo 7 traz a composição química deste aço.

A deposição do cordão de solda aplicado diante do processo GMAW automatizado, ocorreu em uma junta de topo com ângulo de bisel de 45° ao longo do sentido longitudinal do corpo de prova que mede 150 mm x 80 mm x 7,5 mm, conforme dimensões descritas na etapa 2. O anexo C traz a ficha técnica do consumível utilizado nesta etapa principal deste trabalho.

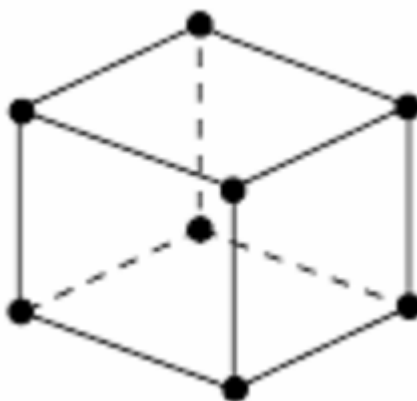
4.7.1 Malha de elementos finitos

A origem do Método de Elementos Finitos (FEM) teve como principal demanda a necessidade do desenvolvimento de procedimentos aproximados que pudessem representar dentro de uma precisão aceitável, importantes grandezas físicas presentes nos cálculos de engenharia. É, portanto, um método aproximado de cálculos de sistemas contínuos, onde o contínuo é dividido em um número finito de partes (os elementos), conectados entre si por intermédio de pontos discretos, que são chamados de nós. A esta divisão da estrutura em elementos, denomina-se malha (CUNHA, 2005).

A biblioteca do ABAQUS dispõe de vários tipos de elementos finitos, tais como: elementos sólidos, de casca, de viga, de membrana, etc.

Para a discretização do modelo, onde o calor é a principal grandeza a ser avaliada, o tipo de elemento recomendado e garantido pelo fabricante deste software é o DC3D8 (Figura 53), que é um elemento de três dimensões do tipo cúbico, de formulação linear, com 8 nós e tendo em cada nó, 3 graus de liberdade (x,y,z), perfazendo desta forma um total de 24 graus de liberdade.

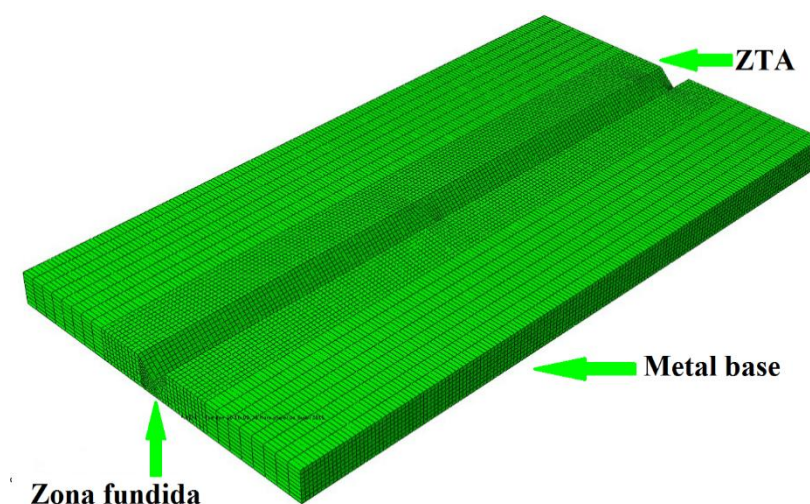
Figura 53 - Elemento finito do tipo DC3D8.



Fonte: (HIBBIT, 2007).

A malha do modelo contém 75.570 elementos e 85.822 nós tendo sido determinado após a execução de testes de convergência, que analisa a solução do problema. Essa malha foi refinada na zona fundida (ZF) e na zona termicamente afetada (ZTA) por serem regiões de maior importância à soldagem, mediante elementos com 1,0 mm de aresta. O incremento de tempo empregado foi de 0,001s e o critério de convergência de 0,1°C, do qual, significa que a solução de um determinado passo converge quando, em cada nó, a diferença de temperatura da iteração atual para a anterior é menor que 0,1°C. A Figura 54 detalha esta malha.

Figura 54 - Malha de elementos finitos usada na simulação numérica.



Fonte: o autor

4.7.2 Análise térmica

Quando se trata de soldagem por fusão, normalmente se concebe a existência de uma fonte responsável pela inserção de um calor concentrado e com alta intensidade, que aplicar-se-á a uma junta, com ou sem material de adição, a qual se deslocará sobre a mesma.

A condução de calor através de um sólido, considerando o tempo t e relacionado a um sistema cartesiano tri-ortogonal (x, y, z) pode ser expresso pela Equação 30 (WAINER, BRANDI & MELO, 1992).

$$\frac{\partial}{\partial x} \left(K_T \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(K_T \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(K_T \frac{\partial T}{\partial z} \right) + \dot{q} = \rho c \frac{\partial T}{\partial t} \quad \text{Equação 30}$$

Na Equação 30, T representa a temperatura, $\dot{q}$ a geração de calor líquido no material, x, y, z as coordenadas cartesianas tri-ortogonais, t o tempo, K_T a condutividade térmica, ρ a densidade e c o calor específico do material.

Diante do disposto abaixo na Equação 31 ter-se-á o termo q_{arc} representando a potência gerada por unidade de volume conforme a fonte modelada por Goldak, q_i que reproduz a energia absorvida durante a transformação de fase, e ainda, os fatores redutores provindos do escoamento de energia por volume através da superfície, representados pela transferência de calor cedidos ao ambiente por convecção e radiação.

$$\dot{q} = q_{arc} - q_i - \frac{\int h_c(T - T_0) dA}{\int dV} - \frac{\int \sigma \varepsilon (T^4 - T_\infty^4) dA}{\int dV} \quad \text{Equação 31}$$

A solução do problema termal foi obtida a partir do estudo da equação geral do problema térmico de calor, representada através da Equação 33:

$$\begin{aligned}
& \frac{\partial}{\partial x} \left(K_T \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(K_T \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(K_T \frac{\partial T}{\partial z} \right) \\
& + f_f \eta U I \frac{6\sqrt{3}}{a_f b c \pi^{3/2}} e^{\left(\frac{-3(x-vt)^2}{a^2} \right)} e^{\left(\frac{-3y^2}{b^2} \right)} e^{\left(\frac{-3z^2}{c^2} \right)} - q_i \\
& - \frac{\int h_c (T - T_0) dA}{\int dV} - \frac{\int \sigma \varepsilon (T^4 - T_\infty^4) dA}{\int dV} = \rho c \frac{\partial T}{\partial t}
\end{aligned}$$

Equação 32

Os valores dos coeficientes de condutividade térmica (K_T), difusividade térmica (α), dilatação térmica e convecção térmica (h), e ainda o calor específico (c) do aço API 5L X80 foram obtidos experimentalmente e validados a cada valor de temperatura testada, conforme dispõe a Tabela 9. No desenvolvimento destas atividades experimentais foram utilizadas técnicas de dilatométrica, calorimetria diferencial de varredura e laser flash (ANTONINO *et al.*, 2014).

Tabela 8 - Resultados medidos experimentalmente das propriedades termofísicas do API 5L X80.

Temp. [°C]	Condutividade de Térmica [W/m °C]	Coef. de Difusividade Térmica [m²s⁻¹]	Coef. de Dilatação Térmica [°C⁻¹]	Calor Específico [J/kg °C]	Coef. de Convecção Térmica [W/m² °C]
0	51,062	1,400E-05	8,50E-06	571,235	
100	51,062	1,315E-05	8,50E-06	571,235	8
200	47,324	1,198E-05	8,50E-06	571,235	8,75
300	43,840	1,087E-05	8,50E-06	571,235	9,4
400	40,424	9,670E-06	8,50E-06	614,841	9,7
500	29,634	8,237E-06	8,50E-06	668,617	10
550	33,546	7,358E-06	7,50E-06	730,831	10,13
600	26,461	5,991E-06	7,50E-06	780,774	10,34
650	18,019	3,647E-06	7,50E-06	868,623	10,38
700	14,874	2,865E-06	7,50E-06	977,091	10,45
750	11,386	2,149E-06	-5,00E-06	841,431	10,5
800	14,735	2,735E-06	-2,50E-06	790,265	10,6
900	14,735	2,149E-06	5,00E-06	608,333	10,65
1200	14,735	2,149E-06	8,50E-06	681,529	

Fonte: (Adaptado de ANTONINO *et al.*, 2014).

4.7.3 Fonte de calor: movimento e modelagem

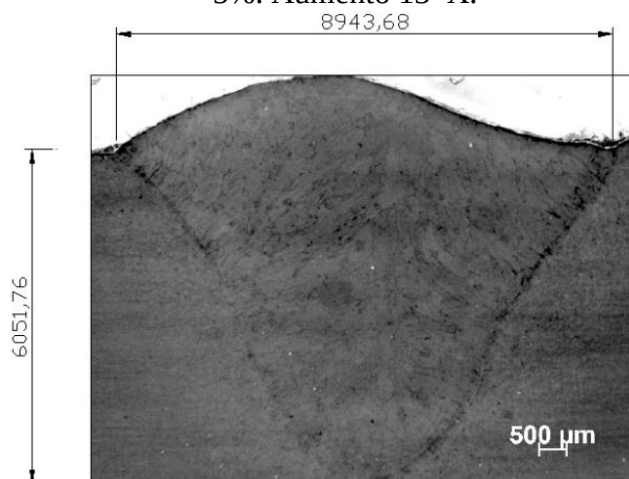
A simulação do movimento da fonte de calor ocorreu de forma a se aproximar do natural ou seja, à medida que a tocha se move, o fluxo de calor é aplicado sucessivamente ao conjunto de nós subseqüentes. O programa ABAQUS não realiza este movimento de forma automática, sendo necessário a implementação de uma subrotina em FORTRAN, no qual foi escrito um arquivo de entrada que realizará esta tarefa. A subrotina destinada a este fim é chamada DFLUX e aplica seqüencialmente o fluxo de calor aos nós em função do tempo, de acordo com a velocidade de soldagem adotada (BRICKSTAD & JOSEFSON, 1998) e (JIANG *et al.*, 2011)

Neste presente trabalho, um modelo de fonte de calor em movimento é aplicado para representar o calor gerado pela tocha no processo de soldagem GMAW. A dupla-elipsóide de Goldak como modelo de fonte de calor será adotada para representar a distribuição volumétrica do fluxo de energia, simulando a entrada de calor na soldagem da junta. O modelo da dupla-elipsóide de Goldak demonstrado no item 3.6.3, combina duas elipsóides diferentes, isto é, uma no quadrante da frente da fonte de calor e a outra no quadrante detrás (GOLDAK, CHAKRAVARTI & BIBBY, 1984) e (GOLDAK & AKHLAGHI, 2005).

Após a operação de soldagem da junta, retirou-se uma amostra da seção transversal da mesma (Figura 55) para a realização de uma análise macrográfica, mediante procedimentos utilizados na metalografia tradicional.

Os parâmetros b e c foram medidos pela macrografia da poça de fusão da junta soldada, viabilizando desta forma encontrar todos os outros parâmetros estabelecidos neste formato de fonte de dupla elipsoide.

Figura 55 - Macrografia da junta soldada do aço API 5L X80, após ataque do ácido nital a 5%. Aumento 13 X.



Fonte : o autor

A Tabela 10 mostra os valores dos parâmetros geométricos da fonte de calor de Goldak obtidos neste trabalho.

Tabela 9 – Parâmetros geométricos obtidos experimentalmente

Parâmetros	Valores
b	0.004472 [m]
c	0.00605 [m]
a_f	0.003025 [m]
a_r	0.0121 [m]
f_f	0.4
f_r	1.6

Fonte: o autor

4.7.4 Condição de contorno térmica

As perdas de calor por convecção e radiação com o ambiente em seu entorno e que ocorrem durante a operação de soldagem, representam-se pelas Equações 34 e 35 respectivamente.

$$\Phi_c = h_c(T - T_\infty)$$

Equação 33

$$\Phi_r = \sigma \varepsilon (T^4 - T_\infty^4)$$

Equação 34

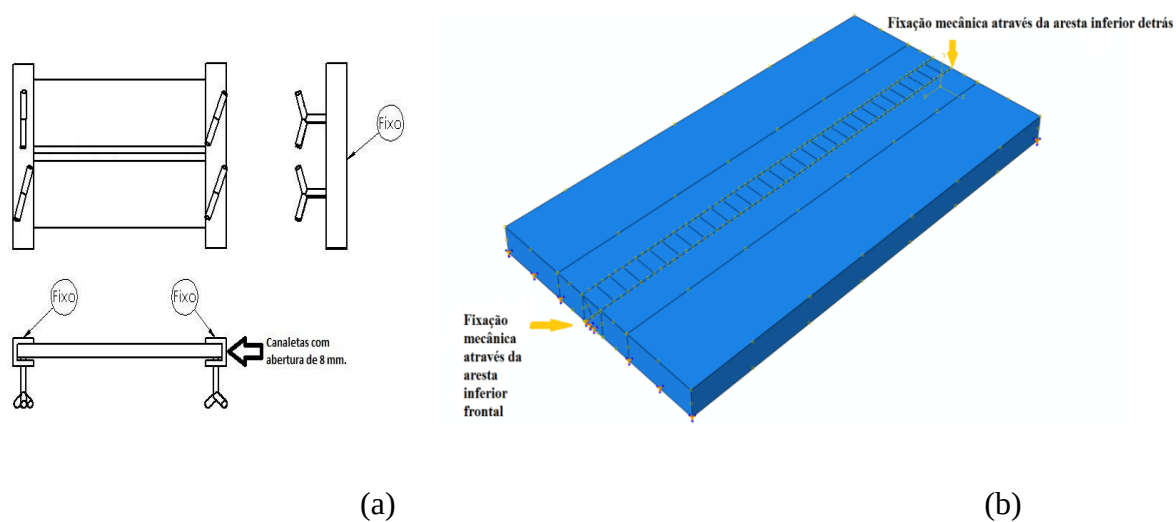
Onde h_c é o coeficiente de convecção, T a temperatura da superfície da peça, T_∞ a temperatura do fluido circundante ($T_\infty = 27^\circ\text{C} \approx 300\text{ K}$), σ a constante de Stefan – Boltzmann ($\sigma = 5,7 \times 10^{-8} \text{ Wm}^{-2}\text{K}^{-4}$) e ε a emissividade da peça ($\varepsilon = 0,91$) (ROCHA, 2012).

4.7.5 Condição de contorno mecânica

No ambiente real, para satisfazer a fixação dos corpos de prova (CP) e garantir viabilidade técnica adequada a uma automação com confiabilidade na execução e repetição do processo, criou-se fisicamente um suporte no aço ASTM A 36. Estes CP foram dispostos verticalmente e no sentido longitudinal diante deste suporte através de duas canaletas limitadoras com passagem para espessura de CP de até 8 mm e distanciadas nos sentidos horizontal e vertical, conforme regulagem. Nestas canaletas haviam de um lado de sua superfície parafusos atarrachados que empurravam o CP de encontro à outra face interna da mesma, solidária ao suporte porta-chapa imobilizada à mesa estacionária, estabelecendo-se desta forma, uma condição suficientemente segura para a execução dos experimentos (Figura 59).

Em se tratando de ambiente virtual, dispositivos matemáticos necessários a uma modelagem confiável foram implementados de tal forma que garanta o quão próximo possível o modelo desenvolvido represente a condição real do experimento, uma vez que desta forma serão obtidos resultados mais fiéis ao veredicto e com menores interferências. Partindo deste pressuposto, optou-se então por uma condição de contorno mecânica disponível no software ABAQUS, através da ferramenta chamada ENCASTRE, em que a peça criada foi fixada através de suas arestas inferiores de menor comprimento, localizadas à frente e na parte detrás da mesma, garantido desta forma a inexistência de graus de liberdade diante do modelo analisado, Figuras 56a e 56b.

Figura 56 – Esquema da condição de contorno mecânica disposta nos ambientes real e virtual.



À esquerda (a), desenho esquemático verificado na fixação real do corpo de prova. À direita (b), modelagem da condição de contorno, conforme fixação mecânica do tipo ENCASTRE.

Fonte: o autor

5 RESULTADOS E DISCUSSÕES

5.1 CONSTRUÇÃO DE SUPORTES NO AÇO ASTM A 36 COM APLICAÇÃO EM SOLDAGEM COM AUTOMAÇÃO.

A concepção dos três suportes metálicos descritos nos itens 4.4 e 4.5.1 permitiram êxito no desempenho da automação elaborada. O referenciamento e alinhamento dos sistemas automatizados foram bem-sucedidos em virtude do uso, em conjunto, do suporte de chapa vertical que se movimenta solidário à mesa de coordenadas, bem como, da tocha de soldagem que estava imobilizada (Figura 57). Desta forma, fica configurado um procedimento vital ao bom uso da técnica da termografia, em especial, quando se aplica o instrumento Pirômetro, uma vez que a leitura dos campos térmicos efetuados pelo mesmo provém de uma pequena área circular (Figura 57). Neste trabalho em específico, o diâmetro visualizado pelo mesmo era de 20 mm, conforme detalhado no item 4.2.1.

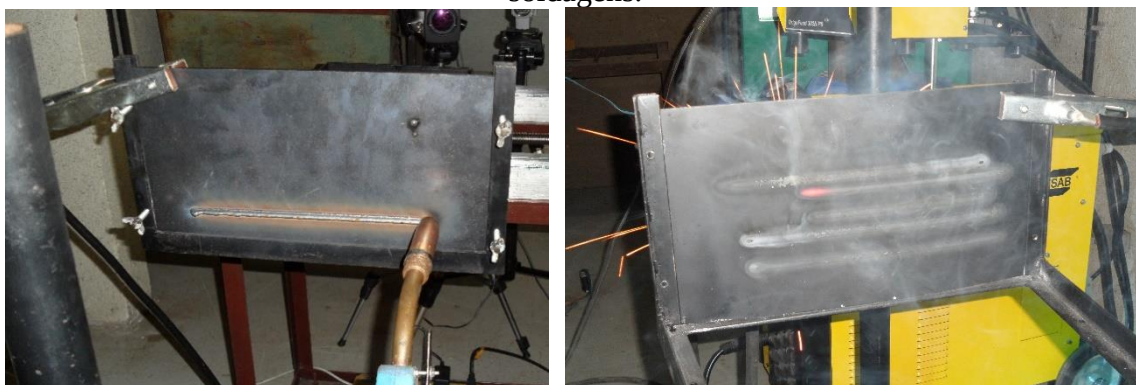
Figura 57 – As aplicações dos referidos suportes permitiram o alinhamento e o referenciamento dos sistemas embarcados com automação.



Fonte: o autor

O conjunto dos referidos periféricos trabalhando em simultaneidade ao momento da operação de soldagem viabilizou resultados bastante satisfatórios no que tange à qualidade da soldagem e a continuidade dos experimentos, mediante o considerável potencial de repetitividade dos mesmos, garantindo de forma preliminar ao evento, a retirada de erros provenientes dos distanciamentos e alinhamento da tocha de soldagem em relação ao corpo de prova (Figura 59).

Figura 58 – Suportes de fixação garantiram confiabilidade e qualidade na execução das soldagens.



Fonte: o autor

Parâmetros consistentes e garantia da manutenção estável da poça de fusão, evitaram respingos e escorrimento do metal líquido durante o evento da soldagem. Estes fatos foram plausíveis de serem implementados devido ao uso da automação e de suas respectivas fixações, que mesmo diante da posição horizontal 2G, conduziram a uma considerável qualidade no preenchimento do entalhe em V (Figura 59).

Figura 59 – Suporte vertical regulável em aplicação à soldagem automatizada.



Conjuntos montados anteriormente e posteriormente à soldagem demonstram confiabilidade na execução e nos resultados provindos dos experimentos com soldagem.

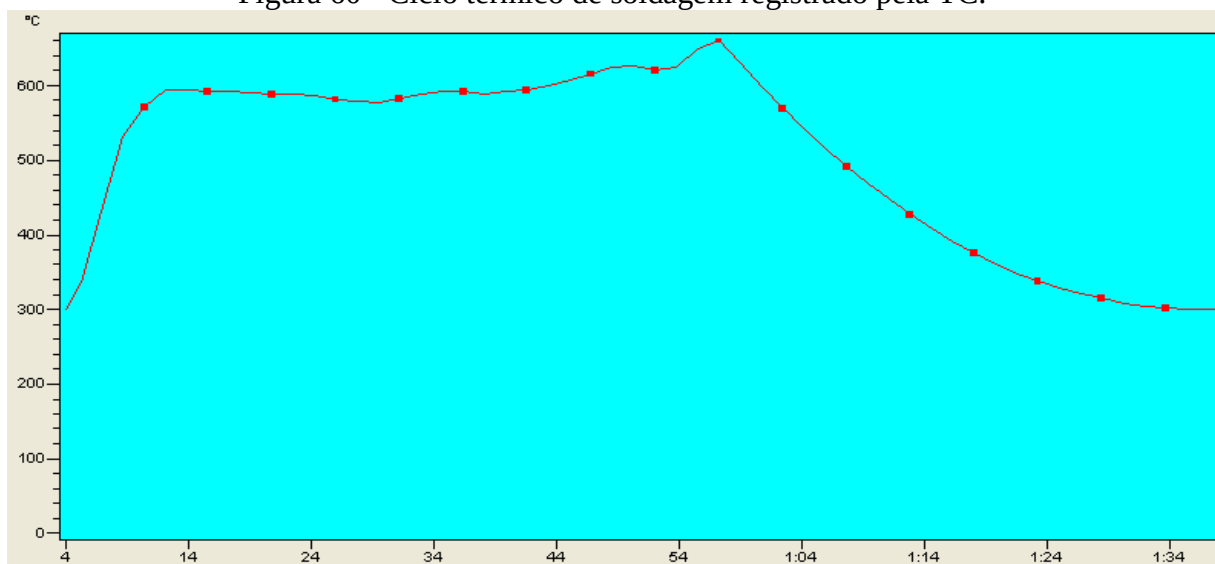
Fonte: O autor.

5.2 RESULTADOS DA VALIDAÇÃO DIANTE DOS INSTRUMENTOS ENVOLVIDOS NAS MEDIÇÕES DE TEMPERATURA

Conforme apregoa o item 4.4.3 correlato à validação dos instrumentos ocorridos na etapa 1, esta ocorria sobre medições dos campos de temperatura diante dos mesma imagem térmica e lugar geométrico, sobre semelhantes dimensões de campo de visão captados pelo PIR e pela TC, diante de instantes sincronizados para, em seguida, extrair-se as curvas de temperaturas necessárias.

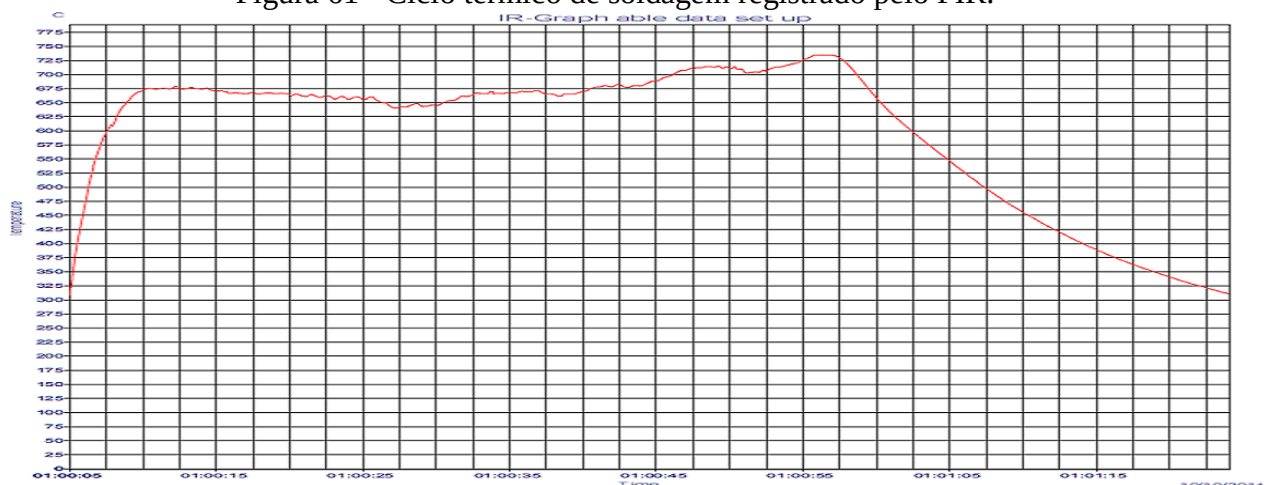
Diante daqueles procedimentos e mediante o uso de ambos instrumentos, foram extraídos gráficos contendo as curvas de aquecimento e resfriamento (ciclo térmico) no ponto de temperatura média mais elevada neste experimento, conforme disposto nas Figuras 60 e 61.

Figura 60 - Ciclo térmico de soldagem registrado pela TC.



Fonte: o autor

Figura 61 - Ciclo térmico de soldagem registrado pelo PIR.



Fonte: o autor.

A seguir serão expressos detalhes elucidativos e conclusivos retirados do estudo destes gráficos de ciclos térmicos:

a) É notória a semelhança das tendências das curvas apresentadas em ambos equipamentos de instrumentação. Estas curvas apresentam comportamentos semelhantes durante todo o intervalo do gráfico, tanto na subida quanto na queda das temperaturas apresentadas;

b) A TC estava habilitada para captar temperaturas acima de 300°C. De forma semelhante, somente os campos de temperatura acima da referida valoração foram considerados na construção do gráfico proveniente do PIR;

c) Alguns dados técnicos podem ainda justificar resultados diferenciados das leituras de máximas temperaturas diante de uma análise comparativa entre ambos instrumentos, uma vez que o PIR possui tempo de resposta de 250 milissegundos e a TC de 10 milissegundos. O comprimento de onda do espectro da radiação infravermelha captada por ambos instrumentos não justificaria esta diferença uma vez que no PIR, esta captação está no intervalo de 8 a 14 micrômetros e na TC de 7,5 a 13 micrômetros e portanto, muito próximos;

d) Os resultados absolutos destas leituras estiveram numa média de diferença em torno de 75 graus Célsius. Apesar que ambos instrumentos de leitura de IR estivessem com a emissividade ajustada para 0,91, era de se esperar que ocorressem distinções nestas valorações absolutas, uma vez que no PIR um único sensor de alta captação capta e converte a radiação

térmica média de uma região, enquanto na TC diversos sensores captam e convertem a radiação térmica de cada ponto específico, entregando a média destes valores. Portanto, o PIR entrega a resposta proveniente de uma única temperatura enquanto a TC realiza esta entrega proveniente da temperatura de diversos pontos, dependendo da resolução do FPA;

e) Este quantitativo de sensores dispostos na TC (em todo campo de visão deste modelo, são mais de 70.000 sensores de temperatura atuando simultaneamente) permite obter uma curva com resultados mais suaves (menos íngremes), resultando numa curva mais sinuosa;

f) Nos dados de entrada do PIR só é permitido inserir a emissividade do objeto a ser analisado. No que se refere a TC, além de emissividade (idêntico ao PIR) são inseridas as temperaturas ambiente, refletida, atmosférica e a umidade do ar. Este fato pode impactar uma vez que, quanto mais elevados forem estes dados de entrada de temperatura, menor será a resposta na valoração da mesma, diante da TC;

g) A distância de 1 metro entre o equipamento e o objeto segundo o fabricante do PIR, é possível verificar um objeto de diâmetro de 20 mm. A fórmula matemática empregada na TC para verificar a distância entre dois pontos de uma reta, deixando-a com 20 mm de comprimento para então ser traçado um círculo que passa pelos pontos extremos desta reta e desta forma desenhar um disco com diâmetro de 20 mm, semelhante ao campo de visão do PIR, certamente está acometido de erros uma vez que o software da TC não possui elevada precisão de desenho na realização destas marcações, como nos softwares de desenho CAD disponíveis no mercado.

Diante do exposto, as diferenças absolutas de leitura de temperatura não são determinantes e os gráficos das Figuras 60 e 61 acima dispostos, são satisfatórios para a efetivação da validação da TC para com o PIR.

5.3 IMAGEM DOS CAMPOS DE TEMPERATURA

Foram obtidas imagens provindas da modelagem matemática onde, de forma bastante confiável, se faz presente alguns campos térmicos temporais, conforme disposto a seguir:

A fim de validar o modelo de simulação térmica foram realizados estudos de distribuição de temperatura na face oposta ao da soldagem, tendo como medida de precisão, os resultados provindos da termografia infravermelha executados durante o processo de soldagem. A representação dos campos de temperatura normalmente acontecem de forma mais fiel nas regiões intermediárias ao percurso da tocha de soldagem, uma vez que nestas o sistema experimental já tem atingido uma situação de movimento otimizada e portanto, dispondo de todos os parâmetros e equipamentos inseridos em plena atividade.

Os campos de temperatura e os ciclos térmicos obtidos numericamente e experimentalmente na face detrás do material experimentado demonstram uma grande compatibilidade de leituras de temperatura, conforme se verifica na Figura 62.

Figura 62 - Campos de temperatura.

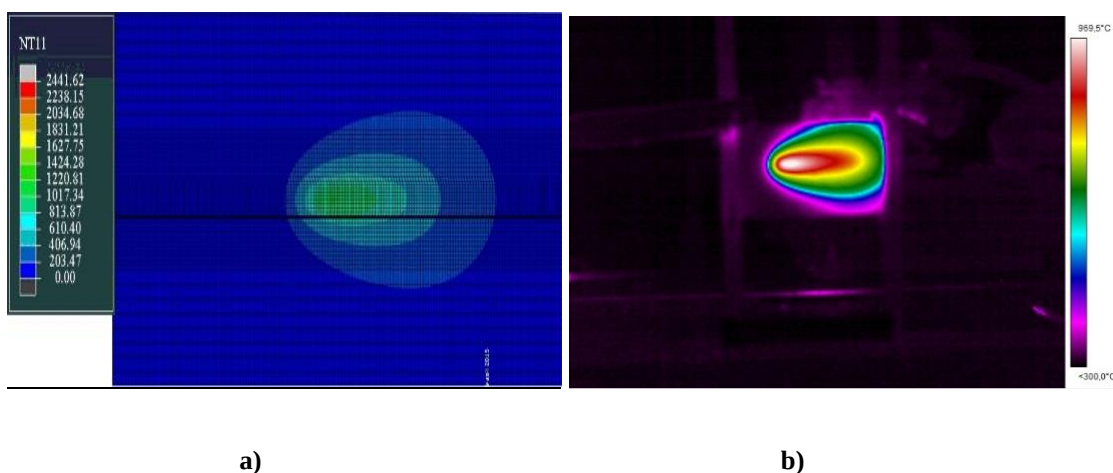


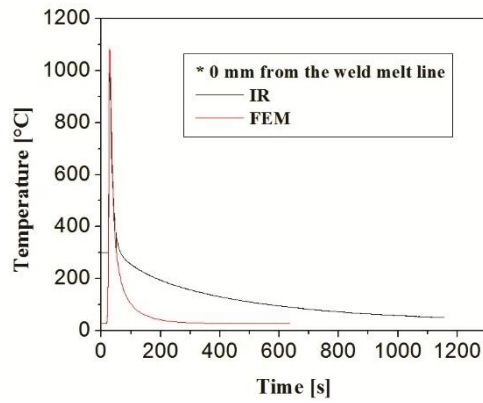
Imagem dos campos de temperatura após percorridos 66mm pela tocha de soldagem sendo a)FEM e b)IR. Ambas Figuras representam a tocha de soldagem se deslocando no sentido da direita para a esquerda do papel, com medição realizada pela face oposta ao da soldagem.

Fonte: o autor.

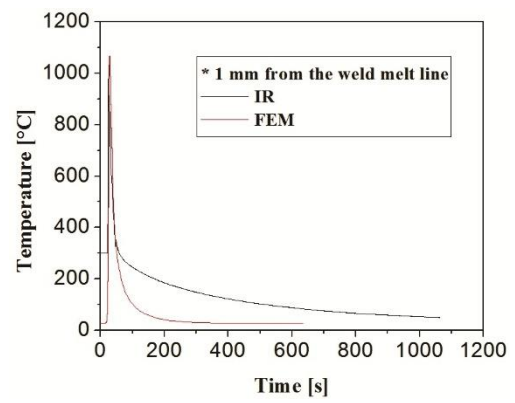
5.4 *CICLOS TÉRMICOS OBTIDOS NUMERICAMENTE E EXPERIMENTALMENTE*

A Figura 63 compara os resultados numéricos com os obtidos experimentalmente.

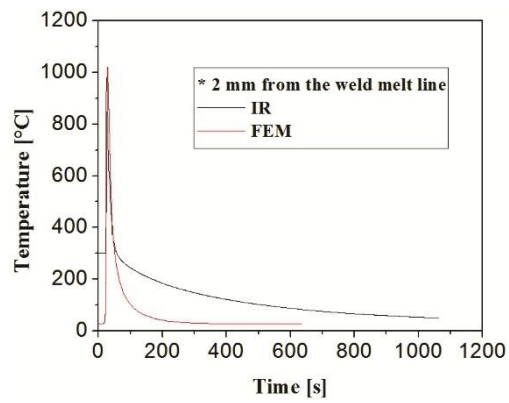
Figura 63 - Ciclos térmicos FEM e IR.



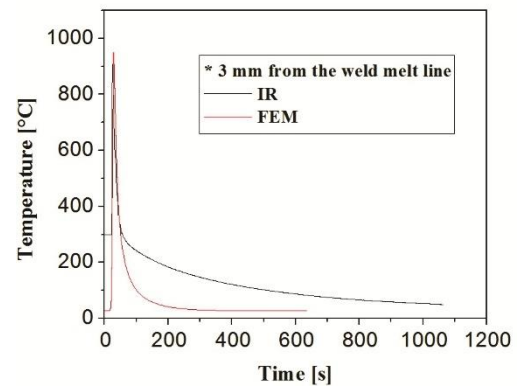
a)



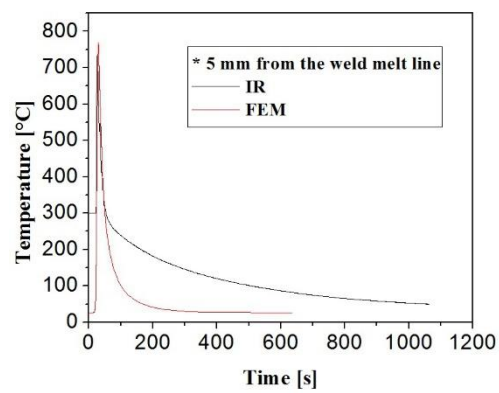
b)



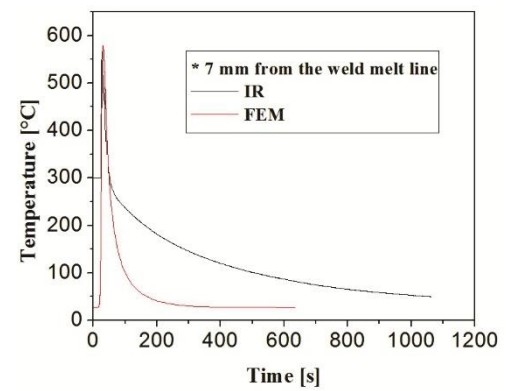
c)



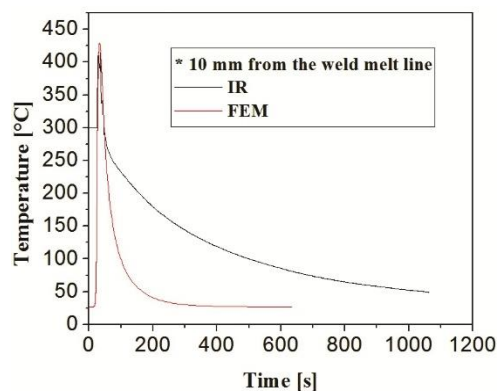
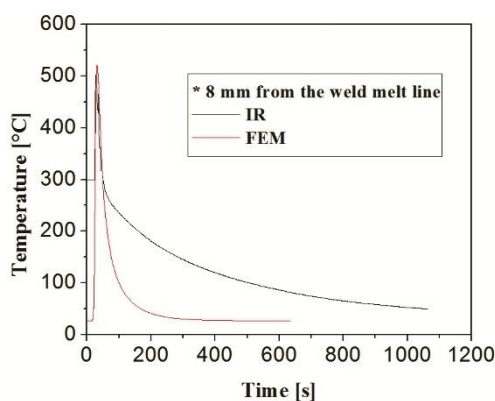
d)



e)



f)

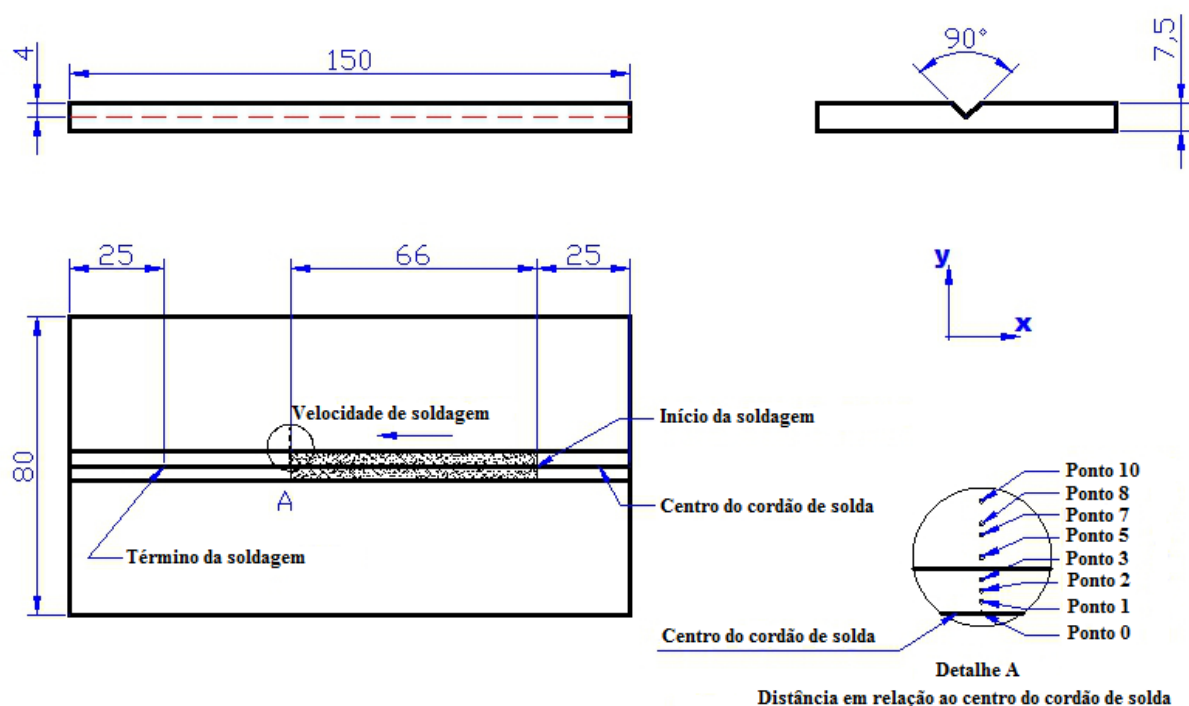


Ciclos térmicos medidos na face oposta ao da soldagem da junta de forma numérica (FEM) e experimental (IR), distantes em relação ao centro do cordão de solda de: a) 0 mm, b) 1 mm, c) 2 mm, d) 3 mm, e) 5 mm, f) 7 mm, g) 8 mm e h) 10 mm

Fonte: o autor.

A Figura 64 elucida o posicionamento dos pontos analisados no corpo de prova.

Figura 64 – Desenho de corpo de prova em CAD que orienta modelo estabelecido no FEM.



Desenho de corpo de prova contendo pontos para levantamento dos ciclos térmicos. O ponto zero encontrasse no centro do cordão de solda, distante 66 mm do início da soldagem.

Fonte: o autor.

As distribuições de temperatura em todo o corpo de prova soldado são ilustradas mediante pontos distanciados do centro do cordão da solda. São atingidas máximas temperaturas em cada uma destas regiões devido ao aquecimento local provindo da tocha de soldagem ao atingir a posição da coordenada $x=66\text{mm}$. Conforme denota a Figura 62, a tocha também pré-aquece uma área muito pequena à sua frente, por onde a fonte vai passar, conforme o sentido de soldagem. As altas temperaturas, em especial aquelas compreendidas no intervalo entre 500°C e 800°C , estão presentes. As entradas de calor geradas pela fonte de calor móvel ao longo da linha de soldagem são gradualmente transferidas em todas as direções da placa por condução, convecção e radiação. A temperatura nas bordas onde a soldagem é iniciada diminui muito em função de uma tendência não linear, uma vez que as propriedades térmicas do material têm variação não linear com a temperatura.

Quando comparados os resultados numérico e experimental verifica-se que os ciclos térmicos, em todos os pontos selecionados na Figura 63, apresentaram curvas de aquecimento e temperaturas de pico semelhantes.

Em se tratando da curva de resfriamento até a temperatura de 300°C , esta análise de resultados apresentou uma extensa concordância.

Avançando neste resfriamento, os valores apresentados no FEM ficaram discrepantes uma vez que nestes a representação da queda da temperatura se dá de forma muito vigorosa, chegando a valores de temperatura muito baixos em pouquíssimo tempo. A ocorrência desta disparidade induz a uma negligência apresentada no modelo matemático adotado no sistema FEM, uma vez que durante a soldagem experimental toda a chapa de teste sofre aquecimento demasiado e resfria-se lentamente por convecção ao ar calmo. O modelo numérico considera a chapa de teste com massa infinita e após soldagem, resfria-se principalmente por condução, convecção e radiação, dissipando o calor pela própria massa do entorno que permanece à temperatura ambiente. Há de se considerar que nestas faixas de temperaturas não ocorre mais nenhuma transformação microestrutural no metal de base e em sendo assim, toda esta região pode ser considerada como indiferente à referida validação.

Um importante resultado às análises metalúrgicas é a temperatura máxima (temperatura de pico) que cada ponto da junta desenvolve devido ao processo de soldagem. A Tabela 11 traz um comparativo resumido das temperaturas de pico atingidas na face oposta ao da soldagem

realizada neste trabalho, considerando as técnicas experimental e numérica em relação ao centro do cordão de solda.

Tabela 10 - Comparação entre temperaturas de pico, conforme distância dos pontos em relação ao centro do cordão de solda (CCS).

Pontos[mm]	FEM[°C]	IR[°C]	Erro [%]
0	1083	1045	3,51
1	1067	1033	3,19
2	1021	983	3,72
3	951	903	5,05
5	769	692	10,01
7	578	486	15,92
8	521	404	22,46
10	428	389	9,11

Fonte: o autor

O erro apresentado na Tabela 11 foi calculado com base no valor do ensaio experimental. O pico de temperatura é bem representado pelo modelo numérico apresentado um desvio máximo de 22,46% correspondente ao ponto localizado a 8 mm do centro do cordão de solda.

Temperaturas pontuais de até 980° C encontradas nas distâncias de 0,1 e 2 mm do CCS demonstraram leituras bastante consistentes, com erro em torno de 3%. À medida que estas leituras se aproximam do intervalo de temperatura entre 800 e 500 ° C (na leitura do FEM, estas estavam entre 950 e 520°C), estes respectivos pontos distantes 3,5,7 e 8 mm do CCS, vão apresentando erro que vai sendo ampliado consecutivamente, variando de 5 até 22%. Esta diferença de leitura térmica está relacionada às mudanças de fase no estado sólido, donde inevitavelmente haverá um intervalo de tempo necessário ao equilíbrio térmico do corpo de prova, ocorrendo desta forma, um retardo ou inércia térmica, captado apenas pela TC e despercebido momentaneamente, diante do sistema FEM. Distanciando-se do CCS e em sequência, encontrar-se-á o ponto a 10 mm do mesmo quando verifica-se amplitudes de erro em torno de 9% e uma retomada de leitura com tendência de reintegração entre ambos sistemas.

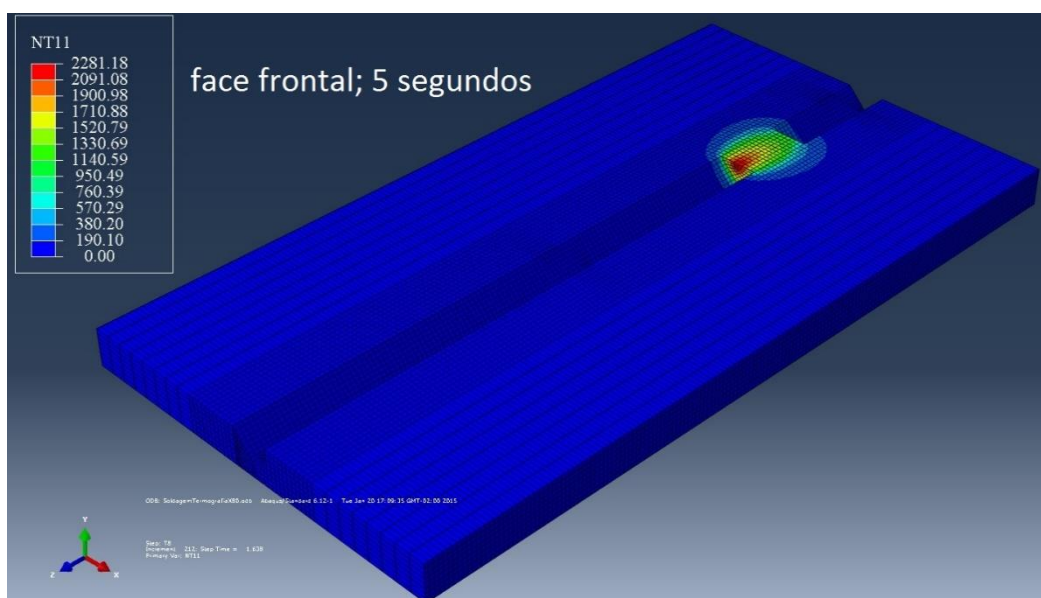
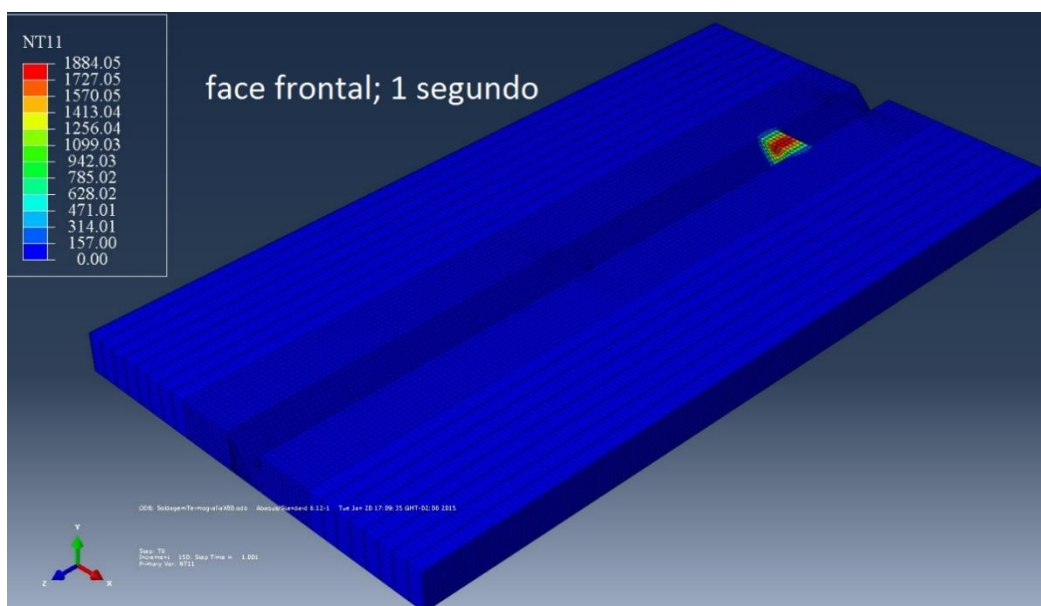
A termografia é uma técnica muito confiável e orienta ao pesquisador buscar trabalhar com as variáveis impactantes ao cálculo do aporte térmico de forma mais assertiva, uma vez

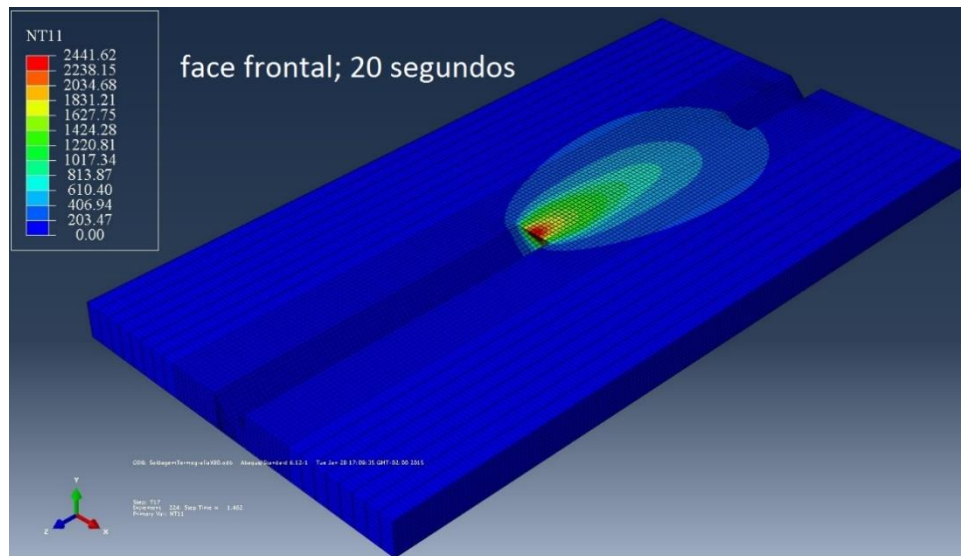
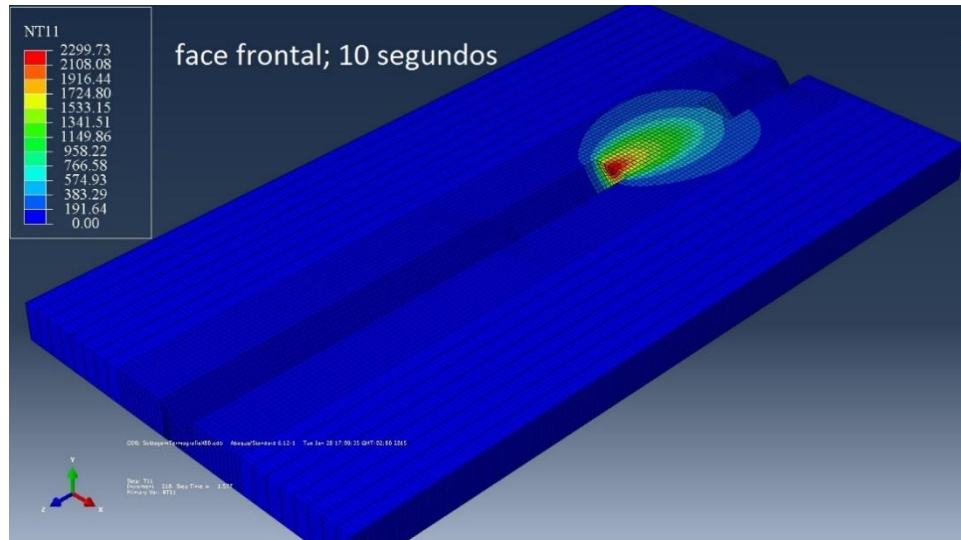
que o cálculo matemático através de soluções iterativas providas do FEM, devem ser bastante criteriosas.

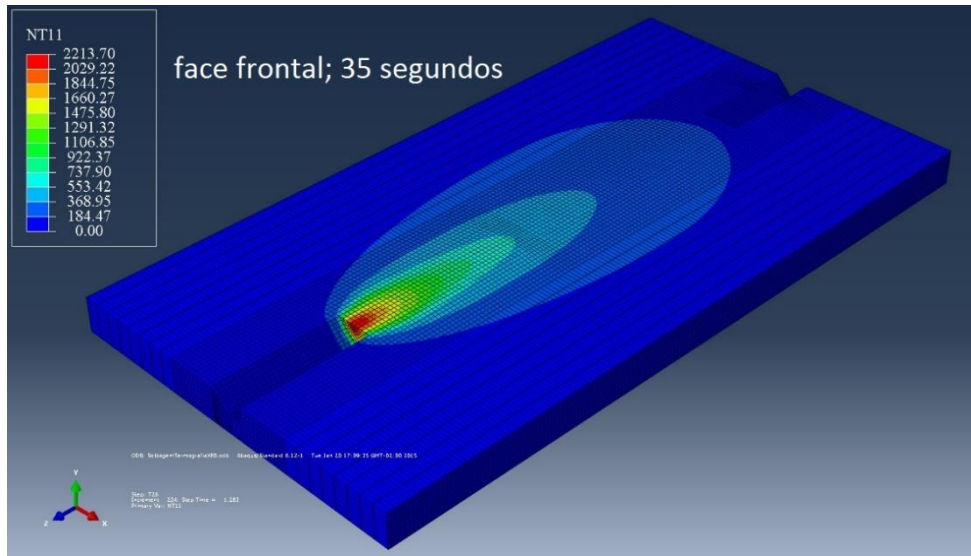
Importantes fatores impactantes nos resultados dos campos de temperatura obtidos através do sistema FEM e IR, quais sejam: 1) Eficiência da solda uma vez que é aceitável no GMAW um espectro muito amplo, variando desde 75% a 95%. Este índice impacta consideravelmente os resultados no FEM; 2) Valor da emissividade impactante em ambos sistemas IR e FEM, mas sobretudo no IR. Em metais deve-se buscar trabalhar com valores elevados, variando entre 0,9 e 0,99; 3) Confirmação da geometria da automação inserida verificando a centralização do arame do cordão de solda no centro do chanfro, bem como , da confirmação da geometria da usinagem realizada no corpo de prova garantindo desta forma, a comparação de ambos sistemas de forma ajustada; 4) Necessário critério no estabelecimento da velocidade de soldagem uma vez que este parâmetro define maior ou menor tempo de exposição da peça a ser soldada ao efeito do calor promovido pela fonte de soldagem; 5) Necessário critério no estabelecimento do CTWD e consequentemente do stick-out, como importante variável que se traduz diretamente no parâmetro de tensão na soldagem, uma vez que este define maior ou menor calor por efeito joule disponibilizado ao arame eletrodo donde, certamente, impactará em variações na transferência de calor ao metal base, modificando ainda a penetração da soldagem.

As Figuras 65, 66 e 67 trazem distribuições detalhadas de temperatura diante dos ensaios numéricos em três diferentes planos de referência, quais sejam: frontal, perpendicular e detrás ao plano de soldagem. Estes planos estão dispostos em instantes subsequentes, conforme se desloca a fonte de calor e demonstram as rápidas variações da transferência de calor na zona de fusão.

Figura 65 – Plano de referência face frontal com histórico da distribuição de temperatura da junta soldada do aço API 5LX80, mediante modelagem numérica nos tempos de 1, 5, 10, 20 e 35 segundos.

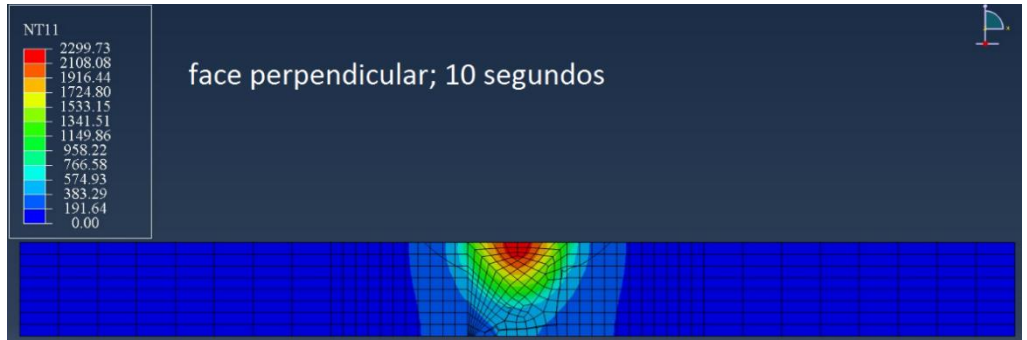
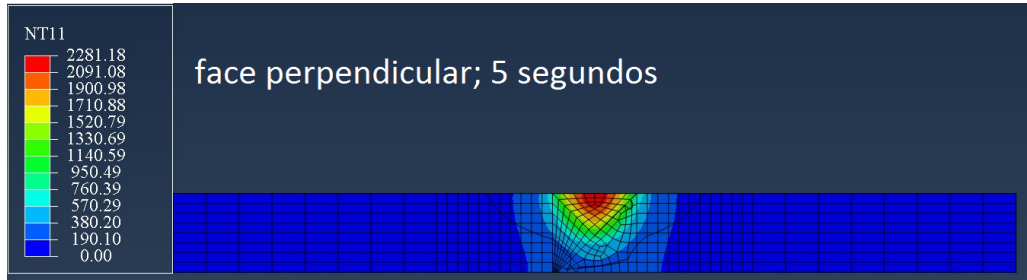
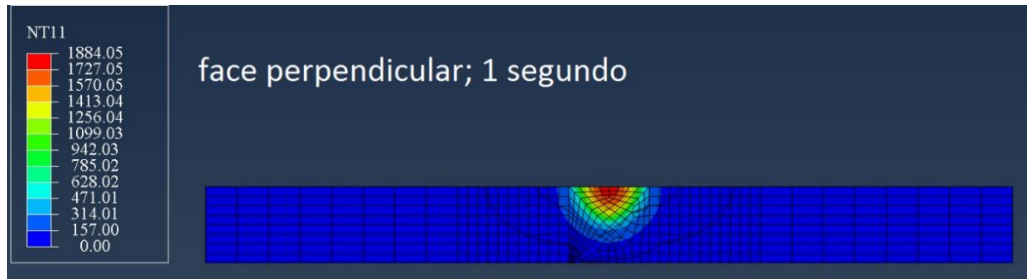


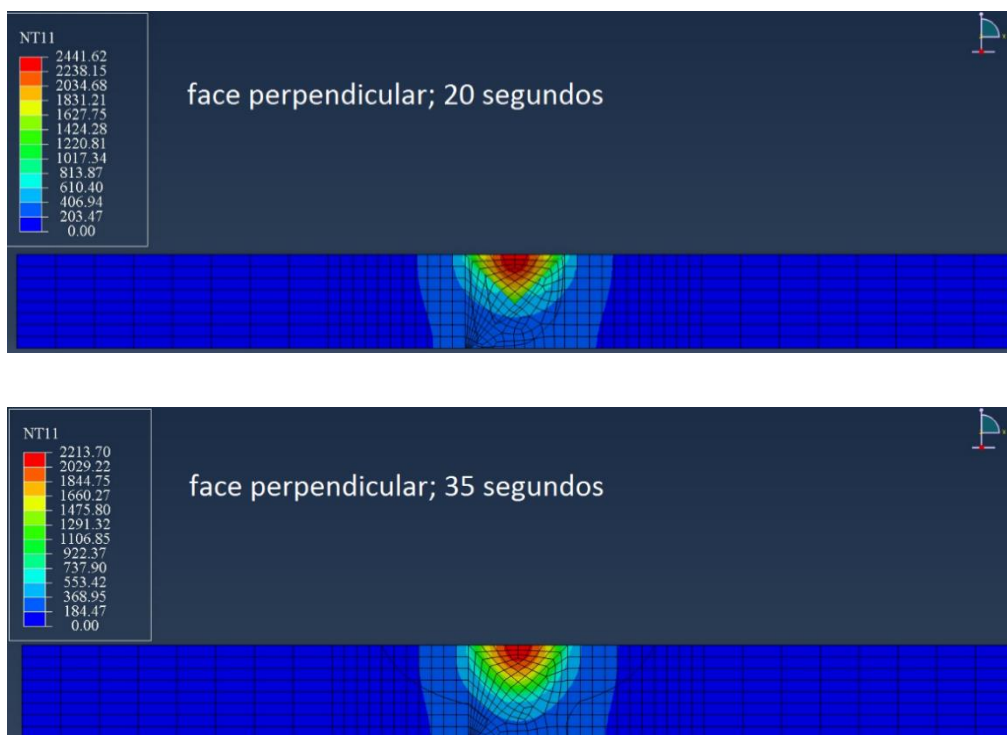




Fonte: o autor

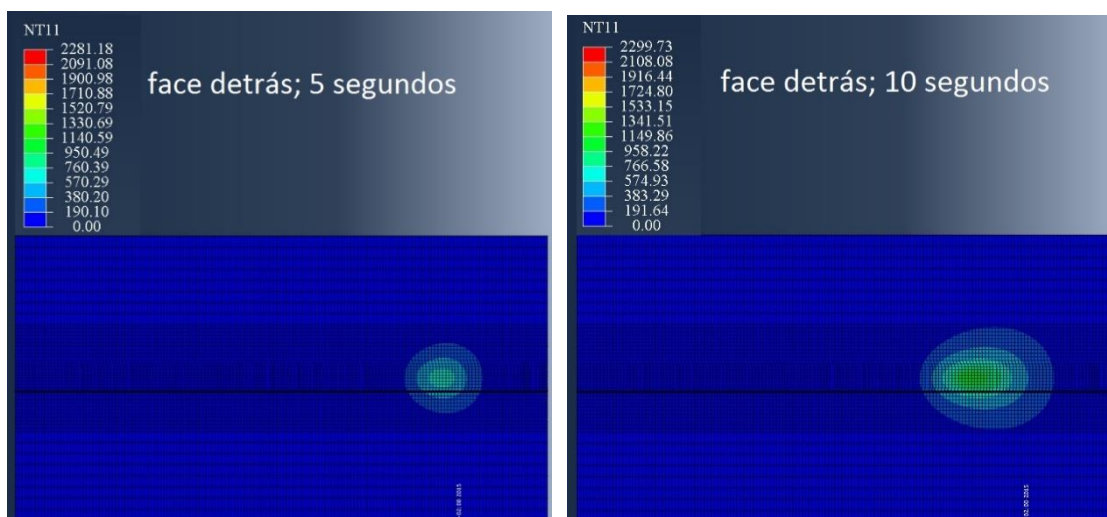
Figura 66 – Plano de referência face perpendicular à soldagem com histórico da distribuição de temperatura da junta soldada do aço API 5LX80, mediante modelagem numérica nos tempos de 1, 5, 10, 20 e 35 segundos.

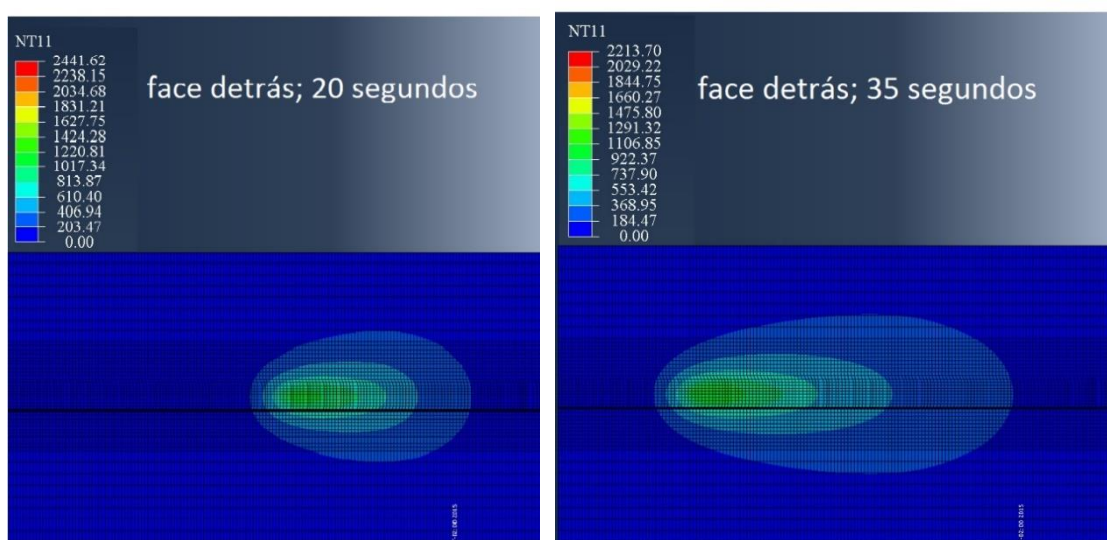




Fonte: o autor

Figura 67 – Plano de referência face detrás com histórico da distribuição de temperatura da junta soldada do aço API 5LX80, mediante modelagem numérica nos tempos de 5, 10, 20 e 35 segundos.





Fonte: o autor.

As imagens contendo os planos perpendiculares à soldagem prevê a penetração bem como os limites da zona de fusão e da região termicamente afetada.

A entrada de calor na poça de fusão da soldagem é rapidamente transferida inicialmente na direção da espessura e em seguida na direção da largura, alcançando distribuições uniformes (GERY, LONG & MAROPOULOS, 2005).

A condução do calor desempenha um importante papel no fluxo de convecção superficial e a radiação tem pouco efeito sobre a zona termicamente afetada.

As imagens do plano frontal demonstram a distribuição de temperatura na superfície superior da placa ao longo do plano xz em diferentes momentos. Estas comprovam que a temperatura na zona de fusão é substancialmente mais elevada no instante em que a tocha passa pelo plano e diminui rapidamente com o tempo.

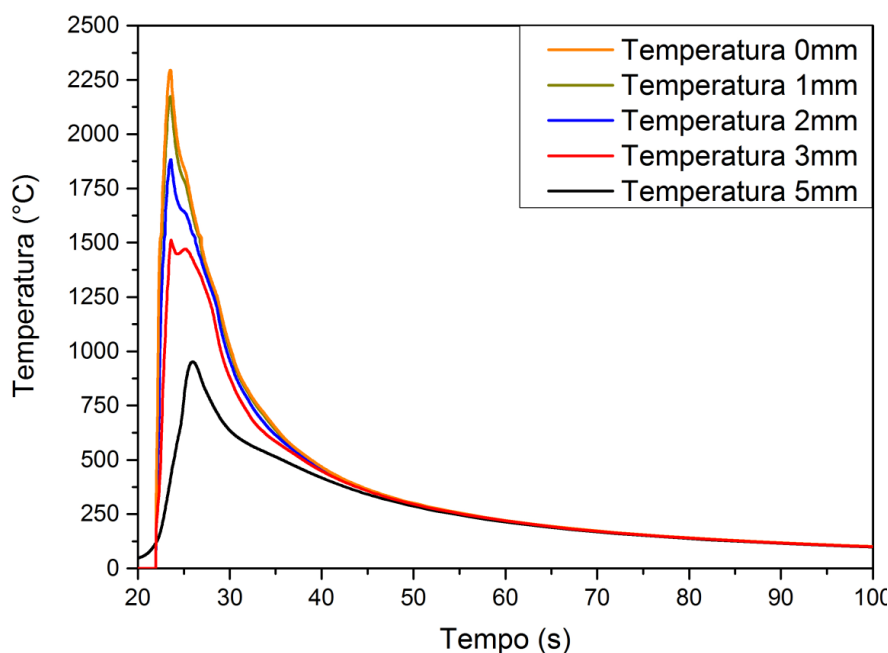
As perdas calor por radiação são dominantes para temperaturas mais altas próximas e na zona de soldagem, enquanto que as perdas por convecção ocorrem em temperaturas mais baixas e afastadas da soldagem (DENG & MURAKAWA, 2006).

Temperaturas na área fora da zona de fusão e da zona termicamente afetada aumentam gradualmente com o tempo através da condução do calor.

As imagens do plano detrás são visualizadas por trás em relação ao plano frontal. Demonstram a distribuição de temperatura na superfície inferior da placa ao longo do plano xz em diferentes momentos. Nestas conclui-se que em nenhum momento houve fusão da placa, uma vez que foram tomadas todas as precauções necessárias e realizados ensaios anteriores para garantir que não haveria a possibilidade de furo na chapa de ensaio experimental, visando garantir a integridade dos aparelhos atuantes no espectro do infravermelho.

A Figura 67 foi construída com base nos pontos extraídos da modelagem e trazem os ciclos térmicos na face frontal à soldagem, diante dos dados obtidos e distanciados respectivamente, em relação ao centro do cordão de solda, corroborando com o disposto na Figura 62 uma vez que nesta os respectivos ciclos foram obtidos por intermédio dos resultados dispostos na face detrás da soldagem.

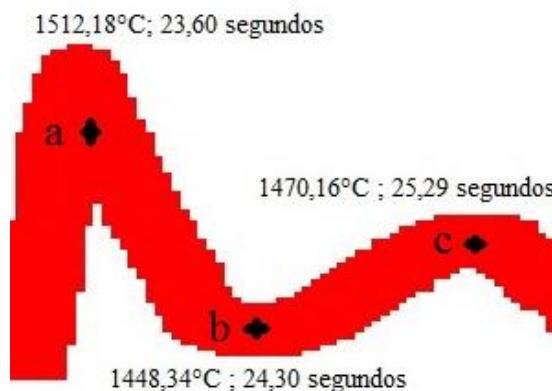
Figura 68 – Ciclos térmicos obtidos numericamente na superfície de soldagem distantes 0mm,1mm,2mm,3mm e 5mm em relação à soldagem.



Fonte: o autor.

As curvas de resfriamento acima disposta na Figura 68, assumem comportamentos semelhantes independentemente do distanciamento ao centro do cordão de solda, com algumas particularidades apresentadas pela curva de 3mm, melhor elucidada a seguir na Figura 69.

Figura 69 – Detalhamento do ciclo térmico obtido pela curva de 3mm.



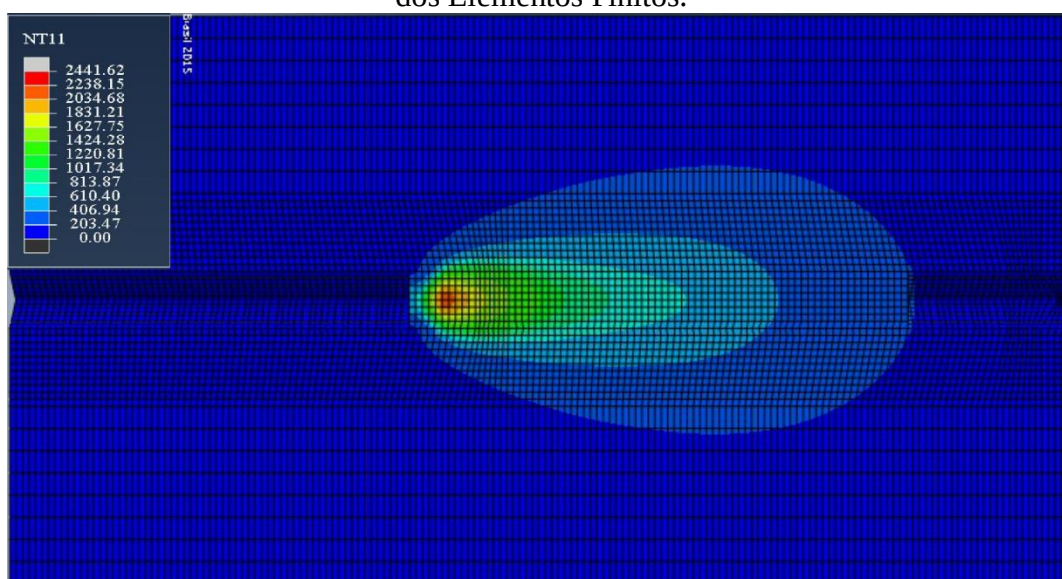
Retomada de temperatura no intervalo entre os pontos “b” e “c”.

Fonte: o autor.

A interface apresentada, em especial, pela curva de 3mm, apresenta aos 23,60 segundos o respectivo pico de temperatura valorado em 1512,18°C. Daí em diante começa a cair com uma declividade semelhante a das outras curvas, entretanto, exibe uma retomada calorimétrica a partir da temperatura de 1448,34°C no tempo de 24,30 segundos, atingindo um novo pico térmico de 1470,16°C aos 25,29 segundos (Figura 69). Este ganho térmico decorre em especial, devido a mudança de fase no estado sólido que acompanha a peça modelada na referida faixa de temperatura. Este pico térmico apresentado entre os pontos b e c conferem 21,82°C de ganho num pequeno intervalo de tempo de 1,29 segundos. A partir de então, o gráfico reassume o comportamento apresentado pelas demais curvas de resfriamento.

A Figura 70 traz imagem contendo o campo de temperatura, após percorridos 66 mm pela tocha de soldagem, com medição realizada pela face frontal da chapa de soldagem, demonstrando completa compatibilidade com os valores reais encontrados durante processo de soldagem semelhante. Nesta Figura percebe-se a predominância de temperatura de pico na poça de soldagem contido no intervalo entre 2034,68°C e indo além de 2238,15°C (valor máximo registrado de 2294,79°C) estando, portanto, em sintonia com outros trabalhos dispostos nos estudos a seguir.

Figura 70– Distribuição de temperatura obtida na face da soldagem utilizando-se do Método dos Elementos Finitos.



Os valores encontrados demonstram confiabilidade no uso deste método (anteriormente balizado pelo sistema IR), tendo sido obtidos valores semelhantes aos do processo real de soldagem.

Fonte: o autor.

Nos estudos a seguir, construídos com o intuito de ratificar a semelhança entre os resultados obtidos nesta tese, destaca-se que apesar de uma extensa busca para evidenciar artigos e publicações que tragam resultados dos campos térmicos, sobretudo das temperaturas de pico dispostos na poça de fusão, existe certa escassez disponível no ambiente acadêmico. Encontram-se informações destes valores através de estudos da física do arco elétrico, mas, não em específico, resultados e procedimentos de experimentos efetivamente realizados. Desta forma, estudos comparativos foram realizados contemplando o mesmo processo de soldagem GMAW executado nesta tese, bem como, dos tipos GTAW, FCAW-G, processo Laser e híbrido TIG-Laser.

Para o cálculo do aporte térmico faz-se necessário evidenciar o valor do rendimento do arco elétrico, associado ao devido processo de soldagem. Diante dos trabalhos pesquisados à verificação destes estudos comparativos, nem sempre estes rendimentos vinham disponibilizados e em sendo assim, foram adotados, prioritariamente, o valor do rendimento disposto pelo autor da obra. Na hipótese em que esta informação não é disponível, adotou-se 85% para o GMAW; 70% para o GTAW e 90% para o processo híbrido TIG-Laser.

Lee & Chang (2012) realizaram de forma experimental a união do aço SM400 e do aço inoxidável austenítico SUS304, com espessura de chapa de 25 mm cada. No que tange ao campo numérico realizaram inserções individualizadas de cada material, devido as diferentes composições químicas e propriedades termo físicas e mecânicas presentes nos mesmos. Isto posto, da mesma forma que a alimentação de informações no FEM foi individualizada, as leituras dos resultados também ocorreram de formas distintas e ainda, estas leituras ocorreram distantes, no mínimo, a 1 mm do centro do cordão de solda em função do elevado grau de complexidade à obtenção deste campo térmico, em sua região mais central. Relativo a união do material SM400 com espessura de 25 mm, o processo praticado foi o FCAW, onde empregaram-se a tensão elétrica de 30 volts sobre uma corrente de 250 amperes e velocidade de soldagem de $0,002 \text{ [ms}^{-1}\text{]}$, obtendo-se um valor de aporte energético de $3187,5 \times 10^3 \text{ [Jm}^{-1}\text{]}$, diante de uma eficiência do arco valorado em 85%. Diante das condições descritas acima, obteve-se uma leitura de temperatura máxima de 2097°C , o qual representa uma assertividade de 91,4% em relação aos 2173°C obtido nesta tese. Em se tratando da soldagem do aço inoxidável SUS304, neste adotou-se no FEM o processo GTAW, sob as seguintes condições: tensão de 22 volts, corrente elétrica de 230 ampéres, velocidade de soldagem de $0,0013 \text{ [ms}^{-1}\text{]}$ e rendimento do arco elétrico de 70%, sendo capaz de projetar um aporte energético de $2724,6 \times 10^3 \text{ [Jm}^{-1}\text{]}$. Nesta circunstância, obteve-se a 1mm do centro do cordão de solda a leitura da temperatura de pico de 2061°C , representando 94,8% de acerto em relação ao valor obtido nesta tese. Tem-se portanto, que Lee & Chang(2012) apresentaram de uma forma abrangente, elevada coerência na valoração do campo térmico em comparação ao obtido no estudo desta tese.

Attarha & Sattari-Far (2011) realizaram estudos unindo os aços C St37 e o inoxidável AISI 304 e, portanto, guardam semelhanças entre os materiais utilizados por Lee & Chang (2012), contudo em diferentes espessuras de chapas, uma vez que os primeiros autores trabalharam com 3 mm contra 25 mm analisado pelo grupo dos segundos autores. Experimentalmente as medições foram realizadas por termopares e apesar das chapas serem finas, foram atingidos respectivos aporte térmicos e temperaturas de pico muito baixas. Numericamente a temperatura de pico atingida foi igualmente baixa e valorada em 1408°C que representa 61,4% do apresentado nesta tese. Importante ressaltar que esta temperatura está abaixo da temperatura de fusão do aço inoxidável AISI 304 que é dada como sendo 1454°C (Alloy Wire International, 2016), bem como do aço ST37 que possui teor de C máximo igual a 0,17%, devendo-lhe conferir um temperatura de fusão em torno de 1454°C (CENAFITTINGS,

2016). Para ser atingida a temperatura na poça de fusão de 1408°C conforme calculado, foram lançados sobre um corpo de prova no material aço carbono ST 37, 14,6 volts, 101 amperes e uma velocidade de soldagem de 0,0018 [ms⁻¹], traduzindo-se num aporte térmico de 409,6 x 10³ [Jm⁻¹], dispostos no processo de soldagem GTAW, sabendo-se que em todos os experimentos desta publicação admitiu-se o rendimento do arco elétrico em 50%. Foram executados ainda, de forma experimental e numérico, soldagens entre dois corpos de prova construídos nos aços ST37 (14,6 volts, 101 amperes, velocidade de soldagem de 0,0018 [ms⁻¹], aporte térmico de 409,6 x10³ [Jm⁻¹]; entre dois corpos de prova no aço inoxidável AISI 304 (14,8 volts, 100 ampéres, velocidade de soldagem de 0,0031 [ms⁻¹], aporte térmico de 238,7 x10³ [Jm⁻¹]); e dissimilarmente, entre os aços ST37 e o inoxidável 304 (15,5 volts, 101 ampéres, velocidade de soldagem de 0,0023 [ms⁻¹], aporte térmico de 340,3 x10³ [Jm⁻¹]). Nestes eventos, foram captadas, a 3 mm do centro do cordão de solda, as temperaturas respectivamente de: 540°C, 450 °C e 546 °C. Sabendo-se de que a 3mm do centro do cordão de solda, a temperatura obtida nesta tese foi de 1.512,18 °C, denota-se um baixo ajustamento nestes valores encontrados por Attarha & Sattari-Far (2011), uma vez que se apresentam num intervalo de 30% a 36% de assertividade. Possivelmente, em função das pequenas dimensões adotadas aos corpos de prova nestes experimentos (200 mm x 200 mm x 3 mm), ocorreram interferências elétricas nas leituras efetuadas pelos termopares tipo K, podendo ter levado a obtenção de baixos valores de temperatura de pico.

Chiumenti *et al.* (2010) estudaram o campo de temperatura gerado pela soldagem de uma junta tipo tê, em aço inoxidável AISI 304 e espessura de 6 mm, utilizando-se do processo de soldagem GTAW com material de adição. Neste descreve-se a formulação adotada à simulação numérica, diante do processo de deposição de metal no processo de soldagem, através da técnica dos elementos born-dead, onde todos os elementos que serão depositados na malha estão inclusos no modelo computacional inicial, pela qual, suas propriedades termofísicas podem ser restabelecidas no momento adequado. Neste procedimento de soldagem foram implementados 29 volts, 270 ampéres, velocidade de soldagem de 0,00667 [ms⁻¹], tendo sido considerado o rendimento do arco elétrico de 70%, perfazendo um aporte térmico valorado em 821,7 x 10³ [Jm⁻¹]. O referido aporte gerou uma temperatura de 1.838°C, representando 80% de assertividade diante dos resultados apresentados nesta tese.

Deng, Murakawa & Liang (2007) verificaram neste estudo, com base na teoria da tensão inerente, um método de elementos finitos para prever a distorção durante o processo de soldagem, considerando tanto a contração do chanfro como também da raiz local. Este trabalho foi realizado de forma experimental e numérica em grandes estruturas (painéis), semelhantes aos aplicados na indústria naval. Nesta oportunidade laboral os referidos autores soldaram, de forma experimental, uma chapa de aço SM400A de espessura 12,7mm, sob o processo GMAW, diante de uma tensão de 29 volts, corrente elétrica de 270 amperes, rendimento do arco elétrico de 75%, resultando no aporte térmico em torno de $1,0 \times 10^6$ [Jm⁻¹]. Isto posto, a temperatura de pico ocorrida na poça de fusão valorada em 2212°C foi atingida, perfazendo desta forma um grau de assertividade de 96,4% diante do obtido nesta tese, configurando-se portanto, novamente, num resultado de elevada confiabilidade.

Resultados semelhantes também foram obtidos por Deng & Murakawa (2008), que utilizaram o método de elementos finitos para prever o campo de temperatura e tensões residuais de uma fina junta de topo de um aço de baixo carbono aplicado na indústria automobilística, utilizando-se do processo de soldagem GMAW. Nesta atividade, entretanto, foram atingidos 1750°C como temperatura de pico (76% do valor obtido nesta tese), donde deve-se levar em consideração a fina espessura de chapa de apenas 1mm, que foram levados a uma condição de soldagem de 17 volts, 65 ampéres, rendimento do arco elétrico de 85% e elevada velocidade de soldagem de 0,013 [ms⁻¹], acarretando em um baixíssimo aporte de calor de apenas $72,3 \times 10^3$ [Jm⁻¹]. A emissividade radioativa adotada nesta publicação teve uma baixa valoração em 0,2, certamente pela superfície metálica utilizada ter sido do tipo polida e brilhosa.

Trabalhos realizados por Sun *et al.* (2014), condizem com os resultados obtidos por Deng & Murakawa (2008), pelos quais, reconhecidamente entendem como sendo a questão chave à concepção da deformação o fato desta ser proveniente do campo térmico inserido na soldagem, em especial, diante de chapas finas utilizadas no fabrico de automóveis. Isto posto, um dos experimentos e simulações ocorreram sobre o uso do processo de soldagem GMAW em corpos de prova construídos no aço de baixo carbono do tipo Q235, espessura 2,3 mm, aos quais inseriram-se 17,9 volts, 107 amperes, velocidade de soldagem de 0,00833 [ms⁻¹] e rendimento do arco elétrico de 80%, vindo a totalizar um aporte térmico de $183,9 \times 10^3$ [Jm⁻¹]. Sobre estas condições, encontrou-se 1722°C, o que perfaz uma assertividade de 75% em relação ao obtido nesta tese. Continuando ainda neste mesmo trabalho de Sun *et al.* (2014), estes

buscaram comparar os campos térmicos e tensões residuais provindas dos processos GMAW, anteriormente descrito, como também do processo de soldagem a laser (LBW- Laser Beam Welding). Nesta segunda condição de soldagem, foram inseridos 2400 watts de potência elétrica, diante de uma eficiência do arco elétrico de 80% e velocidade de soldagem de 0,03 [ms⁻¹], perfazendo um aporte térmico de 64×10^3 [Jm⁻¹] e atingindo uma temperatura diante do feixe colimado de luz em 2667°C perfazendo um acerto de 86% diante dos resultados desta tese.

Outra publicação dos autores Deng & Murakawa durante o ano de 2008, traz informativos numéricos e experimentais a respeito do campo térmico em tubos de aço Cr-Mo com espessura de 23 mm, quando aplicados ao mesmo solda multipasse do tipo GMAW. Neste trabalho houve ênfase na predição da tensão residual da soldagem considerando a influência da transformação de fase no estado sólido. Assim, os índices de tensão e corrente elétrica, velocidade de soldagem e rendimento do arco elétrico foram respectivamente de 27 volts, 250 amperes, 0,00492 [ms⁻¹] e 80%, obtendo como inserção energética o quantitativo de $1.098,3 \times 10^3$ [Jm⁻¹], atingindo finalmente uma temperatura de pico de 1930°C, o que perfaz um grau de assertividade de 84,1% em relação ao obtido nesta tese. Para este estudo comparativo foram considerados os dados provenientes do 11º passe realizado, quando os autores consideravam em seus cálculos uma temperatura interpasse de 150°C, o que de certa forma é justificável diante da espessura de quase 1 polegada do corpo de prova avaliado pelos mesmos.

Gery, Long & Maropoulos (2005), utilizaram o método de elementos finitos para simular o efeito da velocidade de soldagem, energia de soldagem e os parâmetros da fonte de Goldak na evolução do campo de temperatura gerado pela soldagem de uma junta de topo de um aço de baixo carbono com espessura de 3 mm, utilizando-se do processo GMAW. Neste trabalho foi verificado que estes fatores exercem uma grande influência no tamanho da ZF e ZTA, bem como, nas temperaturas de pico da ZF. Desta forma, foram medidos a 2 mm do cento do cordão de solda a temperatura de 1906°C (99% de assertividade em relação ao obtido nesta tese), sob uma velocidade de soldagem de 0,0167 [ms⁻¹], tensão de 25 volts, corrente elétrica de 288 amperes. Estas condições traduziram-se num baixo aporte térmico de $388,7 \times 10^3$ [Jm⁻¹], uma vez que o objeto deste estudo coincide, dentre outros, com os impactos da velocidade de soldagem diante do processo GMAW, e, por conta disso, houve a necessidade de trabalhar-se com velocidades elevadas, especialmente quando se trabalha com espessuras nestas dimensões

mais finas. A emissividade utilizada neste seu procedimento foi 0,9, o que equivale a 98,9% de acerto em relação ao utilizado nesta tese.

Alfaro *et al.* (2015) e Xiangmeng, Guoliang & Zengda (2016) objetivaram caracterizar defeitos do tipo “humping” no processo TIG. O primeiro autor fez uso da técnica da “termografia infravermelha” e o segundo utilizou-se do “FEM”, ambos pela face frontal da soldagem. Para tal, Alfaro realizou trabalho experimental sob o Aço SAE 1020 atingindo temperatura de pico em torno de 2200°C (4% de diferença em relação ao resultado deste estudo) quando aplicados uma tensão de 17,1 volts e corrente de 57,4 amperes, sob uma velocidade de soldagem de 0,00486 [ms⁻¹], atingindo um aporte térmico de 171,7 x10³ [Jm⁻¹] diante de uma espessura de chapa de 6 mm. De forma semelhante Xiangmeng, Guoliang & Zengda (2016) trabalharam diante do aço inoxidável ferrítico ASTM 409 L de espessura de 1,5 mm, captando a temperatura de pico em 1927°C (16% de diferença em relação ao resultado deste estudo), inseridos sob uma tensão, corrente, velocidade de soldagem e aporte térmico de respectivamente : 15 volts, 315 amperes, elevados 0,05 [ms⁻¹] e baixíssimos 66,2 x10³ [Jm⁻¹]. Neste estudo, a distribuição de temperatura é relativamente uniforme causada pela forte convecção no banho de fusão sob o metal fundido, que se acumula na região lateral da poça de fusão. O baixo valor no aporte térmico para ambos autores está relacionado com a velocidade de soldagem mais elevada que o habitual, visando evidenciar em seus experimentos a descontinuidade do cordão de solda ou humping, na língua inglesa.

Deng & Murakawa (2006) trabalharam com modelos 2D e 3D de elementos finitos para avaliar a temperatura transiente e as tensões residuais durante a soldagem multipasse GTAW (temperatura interpasse em média de 50°C), realizados no tubo de aço inoxidável SUS 304 com diâmetro interno de 104 mm, aplicando 9,5 volts, corrente de 160 amperes, velocidade de soldagem 0,00133 [ms⁻¹], obtendo numericamente uma temperatura de pico na poça de fusão de 2212°C (96% de acerto em relação a este estudo), perfazendo um aporte térmico de 800 x10³ [Jm⁻¹], com rendimento do arco de soldagem em 70%. A solda experimental acompanhou o perímetro circular do tubo e experimentalmente foram instalados termopares tipo K em pontos internos ao tubo, na face detrás da soldagem, distantes 90°, 180° e 270° em relação ao ponto inicial de soldagem. Nestes, obtiveram-se aproximadamente as temperaturas de 450°C, 739°C e 1205° C. É prudente desprezar-se a temperatura de 450°C, uma vez que esta apresenta valores muito baixos, ter-se-á então, proveniente de Deng & Murakawa (2006) a valoração de 739 °C,

obtidos diante de um aporte térmico de $496,1 \text{ J/mm} \times 10^3 [\text{Jm}^{-1}]$ e espessura de chapa de 4,76 mm, que quando comparado aos resultados de experimentais de 700°C obtidos na Etapa 1 desta tese mediante o uso da termografia infravermelha, perfaz-se um grau de assertividade de 95%. Diante de um raciocínio similar, observa-se na Etapa 2 dos experimentos desta tese, assertividades em torno de 90% no que tange a temperatura de pico, uma vez que se registrou 1.083°C contra os 1205°C de Deng & Murakawa (2006). Isto posto, fica caracterizado que tanto os resultados numéricos provindos do método numérico e auxiliados por software de elementos finitos, bem como, os resultados provindos dos experimentos, demonstraram elevada compatibilidade com os resultados obtidos nesta tese.

Dean Deng (2009) investigou exclusivamente através do FEM os efeitos da transformação de fase no estado sólido, tensão residual e distorções apresentadas na soldagem GTAW de aços de baixo e médio carbono. Este estudo, baseado num modelo 3-D no ABAQUS, é aplicado ao aço S45C (0,45% C) com espessura de 6 mm, sob tensão elétrica de 21,0 volts, 300 amperes e velocidade elevada de soldagem de $0,01 [\text{ms}^{-1}]$. O rendimento do arco elétrico considerado foi de 70% e numericamente encontra-se temperatura de pico em torno de 1870°C (grau de assertividade de 81,5% em relação ao obtido nesta tese), quando os corpos de prova foram impostos a um baixo aporte térmico de $441 \times 10^3 [\text{Jm}^{-1}]$.

Cobo *et al.* (2007) aplicaram a técnica da termografia na face oposta ao da soldagem diante do processo GTAW sob o aço inoxidável 304 em espessuras de 1mm, 2 mm e 3 mm, aplicado como matéria prima para a manufatura de geradores nucleares. Nestes experimentos buscou-se a realização de testes para a verificação de furos nas chapas e para tal, foi inserido uma elevada corrente elétrica de 220 amperes em se tratando das espessuras dispostas, gás Argônio como proteção e vazão de 12 litros por minuto, obtendo-se temperaturas de 950°C a 1150°C . Estes resultados apresentam-se diante de um patamar de valores muito próximo aos medidos de forma semelhante na etapa 2, quando foram captados 1083°C . Tomando-se por base a média ponderada entre as temperaturas captadas por Cobo *et al.* (2007), tem-se o valor de 1050°C que representa 97% de assertividade ao disposto nesta tese. Este trabalho dedicou-se ainda a realização de uma análise morfológica das imagens visíveis, sendo capazes de detectar com antecedência a ocorrência do defeito de perfuração na soldagem.

Murariu *et al.* (2012) realizaram aplicações da termografia infravermelha na ciência dos materiais e em engenharia. No tocante às atividades de soldagem, embora não tendo havido uma calibração na determinação da emissividade, analisou-se o processo híbrido TIG- Laser. Este processo, em especial devido ao Laser, garante que mesmo diante de um baixo aporte térmico ($551,3 \times 10^3 \text{ [Jm}^{-1}\text{]}$), seja obtido excelentes resultados pela característica da inserção de calor altamente concentrado, minimizando os efeitos metalúrgicos sofridos pela zona termicamente afetada. Assim, obteve-se uma temperatura de pico próximo de 1.600°C (em torno de 69% dos resultados obtidos neste estudo), sob uma corrente elétrica de 91,4 amperes e 25 volts.

Kraus (1987) utilizou-se do método experimental do espectro ótico de reflexão radiométrico laser no qual, permite-se assumir que a emissividade independe da temperatura, da direção e do comprimento de onda. Este artigo está disponível no site da AWS (American Welding Society) sendo, portanto, uma referência no assunto, apesar de sua produção ter ocorrida há 20 anos atrás. Este estudo foi realizado sob o processo de soldagem GTAW, tendo sido considerado, para efeitos de cálculo, uma eficiência do arco elétrico de 100%. Utilizou-se de chapas finas de 1,5 mm de espessura do aço inoxidável AISI 304 através de medições ocorridas em cinco experimentos, sequencialmente descritos diante das seguintes informações e resultados de tensão e corrente elétrica, velocidade de soldagem, aporte térmico, temperatura de pico e grau de assertividade comparativamente aos resultados obtidos nesta tese:

- A) 8 volts, 38 amperes, $0,00042 \text{ [ms}^{-1}\text{]}$, $718,7 \times 10^3 \text{ [Jm}^{-1}\text{]}$, 2579°C e 89%;
- B) 8,25 volts, 50 amperes, $0,00127 \text{ [ms}^{-1}\text{]}$, $324,8 \times 10^3 \text{ [Jm}^{-1}\text{]}$, 1803°C e 79%;
- C) 8,25 volts, 50 amperes, $0,00127 \text{ [ms}^{-1}\text{]}$, $324,8 \times 10^3 \text{ [Jm}^{-1}\text{]}$, 1896°C e 83%;
- D) 8,25 volts, 70 amperes, $0,00254 \text{ [ms}^{-1}\text{]}$, $227,4 \times 10^3 \text{ [Jm}^{-1}\text{]}$, 1875°C e 82%;
- E) 8,5 volts, 70 amperes, $0,00254 \text{ [ms}^{-1}\text{]}$, $234,3 \times 10^3 \text{ [Jm}^{-1}\text{]}$, 2053°C e 89%.

Considerando-se as temperaturas mais elevadas (acima de 2000°C) obtidas nestes experimentos, por estarem mais alinhadas com outros autores, ter-se-á uma média ponderada entre 2579°C e 2053°C , valorada em 2316°C que passará, então, a perceber um grau de assertividade de 99% em relação a temperatura de pico dimensionado nesta tese de $2294,79^\circ\text{C}$.

Soderstrom, Scott & Mendez (2011) procederam estudos experimentais diante do processo de soldagem GMAW, executados sobre um aço de baixo carbono, no modo transferência do tipo globular e spray, tendo como principal ênfase a determinação do teor de calor proveniente das gotas de transferência metálica em voo livre que se desprendem durante a execução da tarefa de soldagem. Semelhante ao estudo desta tese, foi feito uso do consumível para aço carbono tipo ER70S-6 no modo eletrodo positivo, cujo diâmetro, diferentemente, fora de 1,1 mm. No que tange a instrumentação necessária à obtenção das leituras das temperaturas, utilizou-se de calorímetro construído em tubo de cobre, com termopares instalados em pontos apropriados. Internamente aos referidos tubos, transitavam um fluxo de água que eliminavam quaisquer interferências do arco voltaico sobre o sistema de medição. As perdas por radiação e evaporação não foram contabilizadas. Os resultados de aporte térmico foram encontrados em joules por segundo, ou seja, watt, uma vez que não há de se falar em velocidade de soldagem, posto que o material desprendido desloca-se em voo livre. O rendimento do arco elétrico considerado para efeito de cálculo pelo autor desta tese foi de 85% ao processo GMAW, em função de não ter sido disponibilizada esta informação, nesta publicação. Mediante as formulações de estudo de transferência de calor, nos formatos experimental e numérico, foram inseridos e obtidas informações provenientes de três experimentos. Inicialmente adotou-se 28,5 volts e 189 amperes, conferindo uma potência de 4578,5 watts, atingindo uma leitura de temperatura de 2473°C (93% de assertividade relativo aos resultados desta tese). Em seguida foram entregues 28,8 volts e 204 amperes a esta soldagem experimental, perfazendo 4993,5 watts de potência, o que fez atingir a temperatura de 1890°C (82% de assertividade comparando aos resultados desta tese). Por fim, empregou-se 30,4 volts e 248 amperes, atingindo 6408,3 watts e a temperatura de 2604°C às gotas de transferência metálica, que representa 88% de assertividade em relação ao valor obtido nesta tese.

Em um dos experimentos realizados por Yamazaki *et al.* (2013), os mesmos analisaram a soldagem GTAW mediante a técnica da termografia infravermelha, aplicado na face frontal imediatamente após a soldagem de forma experimental em dois tipos de aço inoxidável AISI 304, sendo um deles contendo 0,001% e o outro 0,025 % de concentração de enxofre em peso, utilizando-se do Hélio como gás de proteção. Para a concentração de enxofre em 0,025% a temperatura máxima atingida foi de 2627°C e distanciando-se apenas 1 a 2 mm do centro do cordão de solda, a temperatura abruptamente cai para 1627° C. No outro corpo de prova com 0,001% de enxofre a temperatura máxima atingida na poça de fusão é de 2027°C, decrescendo

gradualmente e de forma muito mais suave ao longo do distanciamento deste cordão de solda. Desta forma, em função da combinação de elementos inseridos no processo de soldagem TIG, o teor de enxofre do metal base em baixas concentrações, tornou as temperaturas ao longo do distanciamento do centro de cordão de solda altamente repetíveis, uma vez que o enxofre em maiores concentrações tende a aumentar a penetração da solda e, portanto, o calor estará concentrado e disposto numa região mais concentrada da poça de fusão. Assim sendo, diante dos experimentos e materiais pelos quais buscamos comparar nossos resultados, apesar de independentemente estarem num mesmo nível de aporte térmico ou num mesmo padrão de resultados de leitura da temperatura na região da poça de fusão, caso estes comparativos estejam correlacionados com o processo de soldagem TIG, estes podem apresentar resultados de leitura diferenciados no cordão de solda e distanciando-se do mesmo, em função do padrão de enxofre disposto em sua composição química. Analisando-se de forma comparativa aos nossos experimentos, verifica-se o grau de complexidade diante das diversas configurações na obtenção destes campos térmicos, pois, apesar do experimento acima disposto ter sido realizado sob as mesmas condições, os resultados de temperatura de pico tiveram resultados bem distintos, diante de uma variação em torno de 600°C (23%) certamente pela diferença de concentração de enxofre encontrada em seus corpos de prova. De qualquer forma os nossos resultados estão contemplados neste intervalo.

Noutro experimento, Yamazaki *et al.* (2013) trabalharam na medição do campo térmico para a soldagem do Aço SM490A diante do processo GMAW, tendo encontrado temperatura de pico em 2027°C e portanto, semelhante ao exemplo anterior provindo do processo GTAW no aço inoxidável com maior concentração de enxofre. O Aporte térmico deixou de ser calculado pois não há informação de tensão elétrica. A espessura do material também não foi divulgada uma vez que a termografia infravermelha mede em específico a temperatura superficial e, portanto a espessura da chapa não seria uma informação complementadora ao desenvolvimento destes cálculos. Os nossos valores diante do mesmo processo GMAW, quando comparados, estão diante de um grau de assertividade de 87%.

Assumindo-se a média ponderada entre 2627°C e 2027°C apresentada por Yamazaki *et al.* (2013) ter-se-á 2327°C, representando em torno de 99% de assertividade ao encontrado nesta tese e portanto, com elevado grau de conformidade.

Avaliando-se os resultados obtidos entre alguns grupos de autores, percebe-se o grau de dificuldades encontrado diante dos comparativos decorrente dos resultados de aporte térmico e correlacionando-os com os de resultados dos campos térmicos. O grupo de autores Deng e Murakawa (2008) efetivaram suas pesquisas em chapas de 1 mm, enquanto Sun *et al.* (2014) em espessura de 2,3 mm. Os resultados dos campos térmicos tiveram uma assertividade de 98,4% e ficaram bem próximos os respectivos resultados (1750 °C contra 1722°C). Contudo, no que tange ao aporte térmico apresentado pelo grupo dos segundos autores, este foi valorado em $183,9 \times 10^3 \text{ [Jm}^{-1}\text{]}$, ficando 2,5 vezes maior do que $72,3 \times 10^3 \text{ [Jm}^{-1}\text{]}$ dimensionado para o grupo dos primeiros autores, possivelmente justificável dentre outros motivos, em função da espessura de chapa utilizada serem 2,3 vezes maior para o grupo dos segundos autores. Analisando-se diante dos resultados das temperaturas mais elevadas, existe um grupo que se concentra na faixa de 2600°C (+/- 100°C), quais sejam: 1) Yamazaki *et al.* (2013) , atingiu 2627°C no processo GTAW, diante de aporte térmico e espessura de chapa não informado pelos autores; 2) Sun *et al.* (2014) atingiu 2667°C no processo LBW e aporte térmico de $64 \times 10^3 \text{ [Jm}^{-1}\text{]}$ em placas finas automotivas; 3) Kraus (1987) atingiu 2579°C no processo GTAW e aporte térmico de $718,7 \times 10^3 \text{ [Jm}^{-1}\text{]}$ em placas finas; 4) Soderstrom, Scott & Mendez (2011) atingiram 2604°C no processo GTAW e aporte térmico de $6408,3 \times 10^3 \text{ [Jm}^{-1}\text{]}$ diante de espessura de chapa não informado.

Desta forma, evidenciam-se resultados de trabalhos que apresentam temperaturas diante de um intervalo de valoração bem aproximada e, ao compará-los mediante o índice de aporte térmico, estes se apresentam bastantes distintos entre si.

O anexo K contempla os resultados dos autores analisados e compara-os com os obtidos nesta tese.

6 CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

6.1 CONCLUSÕES

- 1- Quando comparados os resultados numérico e experimental verificou-se que os ciclos térmicos, em todos pontos selecionados na Figura 85, apresentaram curvas de aquecimento e temperaturas de pico semelhantes;
- 2- As distribuições das temperaturas de pico versus o distanciamento do centro do cordão de solda demonstram um comportamento de diminuição da temperatura mediante natureza não linear, conforme pré-determina as propriedades térmicas do material.
- 3- Em se tratando da curva de resfriamento até a temperatura de 300°C, esta mesma análise de resultados igualmente apresentou uma boa concordância;
- 4- O pico de temperatura é bem representado pelo modelo numérico nos pontos a 0,1,2,3,5 e 10 mm do CCS, quando o valor máximo do erro é de 10%. Os pontos a 7 e 8 mm do CCS ficaram distantes do real obtido pelo sistema IR apresentando erros de 15,92% e 22,46% respectivamente;
- 5- Os campos de temperatura e os ciclos térmicos obtidos numérica e experimentalmente na face detrás do material experimentado demonstram uma grande compatibilidade de leituras de temperatura.
- 6- Os resultados da simulação mostraram que o modelo é muito sensível e em dispendo de forma adequada os parâmetros de soldagem, estes podem representar de forma bastante consistente o que de fato ocorre. O presente modelo de simulação pode ser usado como uma ferramenta adequada para investigar o efeito dos parâmetros de soldagem no processo GMAW.
- 7- A termografia infravermelha juntamente com a simulação numérica formatam uma base prudente para o estudo da distribuição de temperatura durante a soldagem, da qual fomenta as influências para as análises da distorção e tensões residuais nas estruturas metálicas.

8- A simulação numérica é capaz de concluir a distribuição de temperatura sob a face frontal da soldagem, uma vez que diante do arco elétrico ocorrem radiações térmicas acima de 20.000 K e, portanto, de extrema dificuldade a obtenção de leituras nesta magnitude mediante o uso de radiômetros.

9- Necessário ser criterioso no estabelecimento do DBCP (distância bico contato- peça), pois este define maior ou menor calor por efeito joule disponibilizado ao arame eletrodo que certamente impactará em variações na transferência de calor ao metal base, modificando ainda a penetração da soldagem e a leitura do campo térmico, sobretudo nos trabalhos com medição de calor através da face oposta ao da soldagem.

10- A estimativa de temperatura e detecção de defeitos de imagens visíveis poderiam ser tratadas através de uma abordagem colorimétrica (cores do spot) e uma morfológica (forma e tamanho da isoterma). As mudanças de temperatura estão associadas a mudanças na radiação geral de que facilmente levam as imagens, sob exposição, à saturação. Como esperado, o raio desta isoterma está relacionada com a temperatura, de modo que o acompanhamento deste raio e da posição permitem a medição das mudanças de temperatura e a possível ocorrência de defeitos.

11- Com a combinação de medição de IR e da simulação, o ciclo de calor do processo de soldagem pode ser investigado de forma quantificada. Esta quantificação irá beneficiar na determinação dos parâmetros de soldagem, o tempo de permanência em altas temperaturas e o valor da temperatura de pico, sendo ainda capaz de delimitar a relação entre a largura correspondente da ZTA e o campo de temperatura sob diferentes formas de entradas de calor de soldagem. Assim sendo será capaz de fornecer a base teórica para controlar os parâmetros de soldagem, viabilizando desta forma a melhoria da microestrutura da ZTA;

12- Significativo potencial para desenvolvimento de um software de suporte à termografia infravermelha através da análise de imagens por especialistas e baseado no princípio da inteligência artificial, visando determinar a qualidade da solda em tempo real sem dependência da habilidade e experiência do operador;

13- A construção e aplicação bem-sucedida dos dispositivos de fixação utilizados simultaneamente à realização dos experimentos com soldagem ao arco elétrico, diante dos tipos

de aço ASTM A36 e o API 5LX80 em distintas etapas deste trabalho, potencializaram a obtenção de resultados confiáveis e satisfatórios. O propósito de sua concepção viabiliza o aproveitamento destes acessórios pelos discentes em novos estudos.

6.2 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

- 1- Realizar estudos termográficos para acompanhamento da soldagem em chapas metálicas aplicáveis no segmento de petróleo e gás, durante o próprio evento da solda e pela face frontal do mesmo. Deverá ainda ser necessária a aquisição de filtros especiais e de termocâmera adaptada a esta aplicação, de forma a não deixarem passar o tamanho de onda proveniente da radiação do arco elétrico (escudo), e assim, estabelecer um método e obter-se a temperatura da soldagem de forma simultânea, sem a interferência da radiação proveniente do arco elétrico.
- 2- Efetuar medições mais precisas do campo de temperatura, utilizando-se de modelo de termocâmera Pyrolaser (*Pyrometer Instrument Company, Inc.*), que corrige eletronicamente a valoração da emissividade, atuando até 3.000 °C, erro de +/- 3 °C e capaz de atuar em diversos ramos da engenharia.
- 3- Efetuar medições mais precisas do campo de temperatura utilizando-se de “revestimento cerâmico de alta emissividade”, à base de nanopartículas que mantém o valor elevado e constante da referida grandeza. Inicialmente este produto foi desenvolvido pela Agência Aeroespacial Norte-Americana (NASA) como escudo térmico do ônibus espacial para melhorar a transferência de calor radiante. Atualmente, está sendo comercializado pela empresa Emisshield Inc., com aplicações no campo industrial, sobretudo para economizar energia térmica em fornos de produção. No Brasil esta tecnologia está sendo trabalhada, ainda em fase experimental.
- 4- Dar prosseguimento aos achados neste trabalho no tocante ao formato de medição e as tecnologias envolvidas na determinação dos campos térmicos os quais, demonstraram grande confiabilidade nos resultados e, desta forma, fazer uso de valores correlacionados como fomento na determinação numérica das tensões residuais em juntas soldadas.

5- Aperfeiçoar resultados nas leituras obtidas pelo sistema FEM mediante a consideração de duas parcelas, a saber: dos valores provenientes do dimensionamento do calor proveniente do fluxo de fluido predominante no interior da poça de fusão, bem como, considerar o quantitativo de calor que emana das reações químicas através dos cálculos das respectivas entalpias.

REFERÊNCIAS

ANTONINO, T. S.; GUIMARÃES, P. B.; ALÉCIO, R. A.; YADAVA, Y. P.; FERREIRA, R. A. S. *Measurements of the Thermophysical Properties of the API 5L X80*. Materials Sciences and Applications. <http://dx.doi.org/10.4236/msa.2014.58064>. 5,617-627, 2014.

API- AMERICAN PETROLEUM INSTITUTE. *Specification for line pipe API 5L*. 44° Ed., 2007.

AWS – AMERICAN WELDING SOCIETY. *Weldability, Welding Metallurgy, and Welding Chemistry*. 1995.

AWS – AMERICAN WELDING SOCIETY. *Specification for Carbon Steel Electrodes and Rods for Gas Shielded Arc Welding*. AWS A5.18. 2001.

ATTARHA, M. J.; SATTARI-FAR, I. *Study on welding temperature distribution in thin welded plates through experimental measurements and finite element simulation*. Journal of Materials Processing Technology, v. 211, p. 688–694, 2011.

ALFARO, S. C. A.; VARGAS, J. A. R.; CARVALHO, G. C.; SOUZA, G. C. *Characterization of “ Humping ” in the GTA welding process using infrared images*. Journal of Materials Processing Technology. <http://dx.doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2015.03.052>, v 223, p. 216–224, 2015.

AL-KARAWI, J.; SCHMIDT, J. *Application of Infrared Thermography to the analysis of Welding processes*. In: 7th International Conference on Quantitative Infrared Thermography, Belgium, 2004.

BARSOUM, Z.; LUNDBACK, A. *Simplified FE welding simulation of fillet welds – 3D effects on the formation residual stresses*. Engineering Failure Analysis, v. 16, p. 2281-2289, 2009.

BERGMAN, T. L.; LAVINE, A. S.; INCROPERA, F. P.; DEWITT, D. P. *Fundamentals of heat and mass transfer*. 6. ed. Danvers: John Wiley & Sons. Editora Livros Técnicos e Científicos, 1982. 456p, 2007.

BRICKSTAD, B.; JOSEFSON, B. L. *A Parametric Study of Residual Stresses in Multi-pass Butt Welded Stainless Steel Pipes*. International Journal of Pressure Vessels and Piping, v. 75, p. 11-25, 1998.

CALOI, G. *Análise da soldabilidade do aço API 5L X-80 por meio dos Testes Tekken e de Implante*. Tese de Mestrado. Pontífica Universidade Católica do Rio de Janeiro, Abril 2008.

CAMILLERI, D., GRAY, T., COMLEKCI, T. *Use of thermography to calibrate fusion welding procedures in virtual fabrication applications*. Department of Mechanical Engineering, University of Strathclyde-UK, 2009.

ÇENGEL, Y.A. *Transferência de Calor e Massa: Uma Abordagem Prática*, 3. Ed. McGrawHill, 2009.

CLARK, M. R.; MCCANN, D. M.; FORDE, M. C. *Application of infrared thermography to the nondestructive testing of concrete and masonry bridges*. Ndt & E International, v.36, n. 4, 2003.

COBO, A.; MIRAPEIX, J.; CONDE, O. M.; GARCÍA-ALLENDE, P. B.; MADRUGA, F.J.; LÓPEZ-HIGUERA, J. M. *Arc Welding Process Control based on Back Face Thermography: Application to the Manufacturing of Nuclear Steam Generators*. Photonics Engineering Group, Univ. de Cantabria, Avda. Los Castros s/n, 39005 Santander, Spain, 2007.

COLPAERT, H.; SILVA, A. L. V. C. *Metalografia dos Produtos Siderúrgicos Comuns*. 4ª. ed. São Paulo, Edgard Blucher, 2008.

CRUPI, V.; GUGLIELMINO, E.; MAESTRO, M.; MARINO. *Fatigue analysis of butt welded AH36 steel joints: Thermographic Method and design S-N curve*. University of Messina, Italy – Marine Structures, March 2009.

CHIUMENTI, M.; CERVERA, M.; SALMI, A.; SARACIBAR, C.A.; DIALAMI, N.; MATSUI, K. *Finite element modeling of multi-pass welding and shaped metal deposition processes*. Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering. doi:10.1016/j.cma.2010.02.018,2010.

CUNHA, P. C. *Comportamento Crítico e Pós- Crítico de Placas Dobradas*. Dissertação de Mestrado. Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro. Setembro, 2005.

DANIS, Y. *Etude de la soudabilité d'un superalliage base nickel fortement chargé en éléments durcissants titane et aluminium: l'inconel 738*. Tese de Doutorado. Bordeaux 1, 2008.

DANIS, Y.; LACOSTE, E.; ARVIEU, C. *Numerical modeling of Inconel 738LC deposition welding: Prediction of residual stress induced cracking*. Journal of Materials Processing Technology, v. 210, p. 2053–2061, 2010.

DENG, D., MURAKAWA, H. *Numerical simulation of temperature field and residual stress in multi-pass welds in stainless steel pipe and comparison with experimental measurements*. Comput. Mater. Science, v. 37 (3), p. 269–277, 2006.

DENG, D., MURAKAWA, H. *Numerical simulation of welding distortion in large structures*. Comput. Methods Appl. Mech. Engrg. doi:10.1016/j.cma.2007.05.023, 2007.

DENG, D.; MURAKAWA, H. *Prediction of welding distortion and residual stress in a thin plate butt-welded joint*. Computational Materials Science, p.353–365, 2008.

DENG, D.; MURAKAWA, H. *Finite element analysis of temperature field, microstructure and residual stress in multi-pass butt-welded 2.25Cr–1Mo steel pipes*. Computational Materials Science. doi:10.1016/j.commatsci.2008.01.025, 2008.

DENG, D. *Fem prediction of welding residual stress and distortion in carbon steel considering phase transformation effects*. Materials and Design, p.359–366, 2009.

DEPRADEUX, L.; JULLIEN, J. F. *Experimental and numerical simulation of thermomechanical phenomena during a TIG welding process*. International Conference on Thermal Process Modelling and Computer Simulation, Nancy, n.2, v. 120, p. 697-704, 2003.

EASSA, H. E.; COOK, G. E.; WELLS, A. M. *A High Performance Welding Power Source and its Application*. IEEE. p. 1241-1244. 1983.

ELBRAS ELETRODOS. *Departamento técnico. Eletrodos revestidos. Características e Fundamentos*. 16p., 2010.

ENGETERMO. *Soluções Em Termografia*. 8p., 2009.

ESAB. *Apostila Soldagem MIG/MAG*. 133p, 2005.

ESAB. *Manual da Fonte de Energia Modelo SMASHWELD 318 Topflex*, 2013.

ESSERS, W. G. *et al. Heat Transfer and Penetration Mechanisms with GMA and Plasma-GMA Welding*. Welding Journal, Miami, v. 60, n. 2, p. 37-42, Feb. 1981.

ESSERS, W. G.; WALTER, R. *Some aspects of the penetration mechanisms in metal inert gas (MIG) welding*. In: ARC PHYSICS AND WELD POOL BEHAVIOUR INTERNATIONAL CONFERENCE, Londres, 1979.

FASSANI, R. N. S.; TREVISAN, O. V. *Analytical Modeling of Multipass Welding Process with Distributed Heat Source*. Journal of the Braz. Soc. of Mech. Sci. & Eng., v. XXV, n. 3, p. 302-305, 2003.

FEDELE, R. A. *Soldagem da Indústria Naval Moderna: Materiais e Processos*. Boehler Thyssen Welding. 11p., 2004.

FOGAGNOLO, J.B. *Introdução a Processos e Metalurgia da Soldagem*, Apostila 1, Agosto 2011.

FILHO, D F; BALSAMO, P. S. S; FERRARESI, V. A. *Influência do tipo de gás de proteção da soldagem mig/mag na qualidade do cordão de aço inoxidável*. UFU – FEMEC, Uberlândia-MG., 2007.

FLIR. *Manual do Utilizador*, 256p, 2010.

FLUKE. Disponível em: <http://www.fluke.pt> , acesso em: 04/02/2012.

FRANCIS, J. D. *Welding Simulations of Aluminum Alloy Joints by Finite Element Analysis*. Dissertação de Mestrado, Faculty of the Virginia Polytechnic Institute and State University, 2002.

GANNON, L.; LIU, Y.; SMITH, M. *Effect of welding sequence on residual stress and distortion in flat-bar stiffened plates*. Marine Structures, v. 23, p. 385-404, 2010.

GERY, D.; LONG, H.; MAROPOULOS, P. *Effects of welding speed, energy input and heat source distribution on temperature variations in butt joint welding*. Journal of Materials Processing Technology, v. 167, p. 393-401, 2005.

GESTÃO NAVAL. Disponível em: www.gestaonaval.org.br, acesso em: 14.11.2014.

GIMENES JR., L.; RAMALHO, J. P. *Conceitos De Soldagem MIG/MAG*. Disponível em Site Infosolda. www.infosolda.Com.br/download/61dpe.Pdf - 2005, acesso em: 27.04.2015.

GOLDAK, J. A.; AKHLAGHI, M. *Computational Welding Mechanics*. Spring New York, p. 30-35, 2005.

GOLDAK, J.A; CHAKRAVARTI, A.; BIBBY, M. *A new finite element model for welding heat sources*. Metallurgical Transactions, v.15, p. 299-305, 1984.

GOYAL, V. K.; GHOSH, P. K.; SAINI, J. S. *Analytical studies on thermal behavior and geometry of weld pool in pulsed current gas metal arc welding*. Journal of Materials Processing Technology, v. 209, p.1318-1336, 2009.

GUIMARÃES, P.B. *Estudo do Campo de Temperatura Obtido Numericamente para Posterior Determinação das Tensões Residuais numa Junta Soldada de Aço ASTM AH36*. Tese Submetida a Universidade Federal de Pernambuco para obtenção do grau de doutor em engenharia mecânica. Departamento de Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Pernambuco. Recife-PE, 2010.

HANSEN, J. L. *Numerical Modelling of Welding Induced Stresses*. Ph.D. thesis. Technical University of Denmark. Department of Manufacturing Engineering and Management, 2003.

HELLIER, C. J. *Handbook of nondestructive evaluation*. McGraw-Hill Professional, 2003.

HIBBITT, H. D.; MARCAL, P. V. *A Numerical, Thermo-mechanical Model for the Welding and Subsequent Loading of a Fabricated Structure*. Brown University, 1972.

HIBBIT, KARLSSON & SORENSON Inc. *Abaqus / CAE User's Manual - Versão 6.7*. USA. Section 1-8, 2007.

HIBBIT, KARLSSON & SORENSON Inc. *Abaqus Getting Started with Abaqus – Keywords Edition - Versão 6.7*. USA. Section 1-4;8-10, 2007.

HIBBIT, KARLSSON & SORENSON Inc. *Abaqus Getting Started with Abaqus – Interactive Edition - Versão 6.7*. USA. Section 1-4;8-10, 2007.

HIBBIT, KARLSSON & SORENSON Inc. *Abaqus User Subroutines Reference Manual - Version 6.7*. USA. “DFLUX” Section 1.1.3, “USDFLD” Section 1.1.40, 2007.

HILTON, D. E.; NORRISH, J. *Shielding Gases for Arc Welding*. Welding & Metal Fabrication, p.189-196, may/june, 1988.

<http://www.abendi.org.br/> - Associação Brasileira de Ensaios Não Destrutivos e Inspeção, acesso em: 04.11.2014.

http://www.alloywire.com/portuguese/alloy_stainless_steel_304.html, acesso em: 12.11.2016.

<http://www.apydesign.com.br/page26.html>, acesso em: 17.03.2016

<http://blog.cenafittings.com.br/blog-pt/As-propriedades-do-a%C3%A7o-St-37-73.html>, acesso em: 13.11.2016.

<https://www.edevis.com/content/en/thermography.php>, acesso em: 30.09.2014.

<http://www.emisshield.com/technology/>, acesso em: 30.09.2014.

<https://www.flickr.com/photos/pacgov>, acesso em: 12.08.2015.

<http://www.labsolda.ufsc.br/>, acesso em: 02/01/2015.

<http://www.labtermo.ufsc.br/>, acesso em: 06.11.2014.

<http://www.lincolnelectric.com/knowledge/articles/content/arcweldfund.asp>., acesso em: 02/01/2015.

<http://mechanicalinventions.blogspot.com.br/>, acesso em: 11.03.2015.

HUANG, S., LIU, M., SONG, G. *Infrared temperature measurement and interference analysis of magnesium alloys in hybrid laser-TIG welding process* – R.– Dalian University of Technology, Dalian 116024, China, April 2006.

JIANG, W. C.; WANG, B. Y.; GONG, J. M.; TU, S. T. *Finite element analysis of the effect of welding heat input and layer number on residual stress in repair welds for a stainless steel clad plate*. Materials and Design, p. 2851–2857, 2011.

KLOBCAR, D.; TUSEK, J.; TALJAT, B. *Finite element modeling of GTA weld surfacing applied to hot-work tooling*. Computational Materials Science 31, p. 368–378, 2004.

KRAUS, H.G. *Experimental Measurement of Thin Plate 304 Stainless Steel Plate GTA Weld Pool Surface Temperatures*. Supplement to the Welding Journal. Sponsored by the AWS - American Welding Society and the Welding Research Council. Dezembro, 1987.

LABSOFT. *Norma 17025 para laboratórios*. Disponível em: www.norma17025.com.br. acessado aos 15.06. 2012.

LACKI, P., ADAMUS, K. *Numerical simulation of the electron beam welding process*. Comput. Struct. 89 (11), 977–985, 2011.

LEE, C. H. & CHANG, K. H. *Temperature fields and residual stress distributions in dissimilar steel butt welds between carbon and stainless steels*. Applied Thermal Engineering, v. 45-46, p. 33 – 41, 2012.

LINDGREN, L.E. *Numerical modelling of welding*. Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering. 195 (48), 6710–6736, 2006.

LINDGREN; L. E. AND HEDBLUM, R. *Modeling of Addition of Filler Material in Large Deformation Analysis of Multipass Welding*. Communication in Numerical Methods in Engineering, v. 17, p. 647–657, 2001.

LUNDBACK, A. *Finite Element Modelling and Simulation of Welding of Aerospace Components*. Licentiate Thesis. Lulea University of Technology, 2003.

MACHADO, I. G. *Soldagem & Técnicas Conexas: Processos*. Ed. Do Autor, 477p, 1996.

MALDAGUE, X. *Applications of infrared thermography in nondestructive evaluation*. Electrical and Computing Engineering Dept., Université Laval, Quebec City (Quebec), G1K 7P4, Canadá, 2000.

MATTEI, S.; GREVEY, D.; MATHIEU, A.; KIRCHNER, L S. *Using infrared thermography in order to compare laser and hybrid (laser + MIG) welding processes*. Science Direct – Université de Bourgogne, France, 2010.

MEOLA, C. *A new approach for estimation of defects detection with infrared thermography*. Materials Letters, v. 61, n. 3, 2007.

MINKINA, W.; DUDZIK, S. *Infrared Thermography Errors and Uncertainties*. Ed. John Wiley & Sons, United Kingdom, 2009.

MODENESI, P. J.; AVELAR, R. C. *The influence of small variations of wire characteristics on gas metal arc welding process stability*. Journal of Materials Processing Technology, v.86, 1999.

MODENESI, P. J.; MARQUES, P. V. *Descontinuidades e Inspeção em Juntas Soldadas*. Universidade Federal de Minas Gerais, DEM, Belo Horizonte - MG, 15p, 2001.

MODENESI, P. J.; MARQUES, P. V. *Introdução aos Processos de Soldagem*. Universidade Federal de Minas Gerais, DEM, Belo Horizonte - MG, 51p, 2006.

MODENESI, P. J. *Apostila Introdução à Física do Arco Elétrico a sua Aplicação na Soldagem dos Metais*, UFMG, 2004.

MODENESI, P. J; MARQUES, P. V; SANTOS, D. B. dos, *Introdução à Física do Arco Elétrico e sua aplicação na Soldagem dos Metais*. Universidade Federal de Minas Gerais. DEM, Belo Horizonte - MG, 151p, 2006.

MODENESI, P. J; MARQUES, P. V; SANTOS, D. B. dos., *Introdução à Metalurgia da Soldagem*. Universidade Federal de Minas Gerais. DEM, Belo Horizonte - MG, 29p, 2006.

MODENESI, P.J.; MARQUES, P. V.; BRACARENSE, A.Q. *Soldagem: Fundamentos e Tecnologia*. Ed. UFMG, 2011.

MURARIU, A.C.; AUREL, V.B.; COJOCARU, R.; SAFTA, V.I.; DEHELEAN, D.; BOȚILĂ, L.; CIUCĂ, C. *Application of Thermography in Materials Science and Engineering*. National R&D Institute of Welding and Materials Testing – ISIM Timișoara. Romania, 2012.

NANDHITHA, N. M.; SHEELA, R. B.; MANOHARAN, N.; VENKATARAMAN, B.; VASUDEVAN, B.; SUNDARAM, P. K.; BALDEV, R. *Wavelet Based Feature Extraction Method for Quantitative Characterization of Porosity in Gas Tungsten Arc Welding by Infrared Thermography in AISI 316 Stainless Steel for On-Line Monitoring and Control*, *Internacional Journal of Applied Engineering Research*, v. 4, n. 4, p. 627-634, 2009.

ODA, I.; TANAKA, Y.; NAKANO, A.; MURAO, Y. *Inference of Plastic Deformation in Weldment with Parallel Cracks from Infrared Thermography*, Department of Mechanical Engineering and Materials Science, Kumamoto University Kurokami 2-39-1, Kumamoto 860, Japan, 2010.

ODA, I.; WILLET, A.; YAMAMOTO, M.; MATSUMOTO, T.; SOSOGI, Y. *Non-contact evaluation of stresses and deformation behavior in pre-cracked dissimilar welded plates*, Department of Mechanical Engineering and Materials Science, Kumamoto University Kurokami 2-39-1, Kumamoto 860, Japan , April 2003.

OKUMURA, T.; TANIGUCHI, C. *Engenharia de soldagem e aplicações*. Rio de Janeiro. Editora Livros Técnicos e Científicos, 456p, 1982.

ÔMEGA INSTRUMENTS. Disponível em: www.omega.com , acesso em: 13.03.2012.

PALACÍOS, A. M. G. *Uso de Técnicas de Termografia para Detecção de Descontinuidades no Processo GTAW através do monitoramento da Poça de Fusão*, UNB, Brasília, Maio 2010.

PAPERS. The Welding Institute - London. v. 1, p.289-295, 1980.

PEDROSA, M. J.; ATHAYDE, M. P. *FT020 - Apostila Técnicas para Instrumentação - Mestrado em Tecnologia*. Faculdade de Tecnologia, UNICAMP, 2012.

PERIN, A. *Desenvolvimento de um equipamento para medição de emissividade*. Porto Alegre: UFRGS. Dissertação Mestrado em Engenharia, 2009.

POLOZINE, A. *Desenvolvimento da técnica para determinação dos parâmetros térmicos de contorno aplicados ao projeto de peças forjadas*. Porto Alegre: UFRGS. Dissertação Mestrado em Engenharia, 2004.

QURESHI, M.E. *Analysis of residual stresses and distortions in circumferentially welded thin-walled cylinders*. A Dissertation submitted as part of the Degree Program requirement for Doctor of Philosophy in Mechanical Engineering. Department of Mechanical Engineering, Rawalpindi, Pakistan. December, 2008.

ROCHA, E.J.F. *Uso da termografia na análise do resfriamento de chapas soldadas*. Dissertação submetida a Universidade Federal de Pernambuco para obtenção do grau de mestre em engenharia mecânica. Departamento de Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Pernambuco. Recife-PE. Novembro, 2012.

RODRÍGUEZ, F. L.; NICOLAU, V. de P.; OSHIRO, H.; TANCREDI, D. *Non-destructive evaluation of composites materials by pulsed-phase thermography: depth inversion*, Federal University of Santa Catarina, Mechanical Engineering Department, Florianópolis, Brazil – 2011.

RODRÍGUEZ, F. L. *Deteção e Caracterização de Defeitos Internos por Termografia Infravermelha Pulsada*. Tese Submetida a Universidade Federal de Santa Catarina para obtenção do grau de doutor em engenharia mecânica. Departamento de Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Santa Catarina. Florianópolis-SC, 2014.

ROGALSKI, A. *Infrared detectors: status and trends*. *Progress in Quantum Electronics*. Vol. 27, n. 2-3, 2003.

ROSENTHAL, D. *Mathematical theory of heat distribution during welding and cutting*, *Weld. J.* vol. 20, p. 220–234, 1941.

ROSENTHAL, D. *The theory of moving sources of heat and its applications to metal*

treatments. Transactions of the ASME vol. 68, p. 849–866, 1946.

RUNNEMALM, H., HYUN, S. *Three-dimensional welding analysis using an adaptive mesh scheme*. Comput. Methods Appl. Mech. Eng., 189 (2), 515–523, 2000.

SCHLICHTING, J.; BRAUSER, S.; PEPKE, L. A.; MAIERHOFER, C.; RETHMEIER, M.; KREUTZBRUCK, M. *Thermographic testing of spot welds*, BAM Federal Institute for Materials Research and Testing, Division 8.4, Acoustical and Electromagnetic, Berlin, Germany, Feb. 2012.

SHAN, X.; DAVIES, C. M.; WANGSDAN, T.; O'DOWD, N. P.; NIKBIN, K. M. *Thermo-mechanical modelling of a single-bead-on-plate weld using the finite element method*. International Journal of Pressure Vessels and Piping, v.86, p. 110–121, 2009.

SHEN, J.; CHEN, Z. *Welding simulation of fillet-welded joint using shell elements with section integration*. Journal of Materials Processing Technology, May 2014.

SILVA, R. H. G.; DUTRA, J. C.; GOHR, Jr., R. *Soldagem Insp. São Paulo*. Universidade Federal de Santa Catarina, Departamento de Engenharia Mecânica, Laboratório de Soldagem, Florianópolis, Santa Catarina, Brasil, v. 12, n. 4, p.326-335, Out/Dez 2007.

SILVA, R. *Estudo da termografia por infravermelho: Aplicações na engenharia e determinação de parâmetros termofísicos e geométricos de materiais*. Recife: Universidade Federal de Pernambuco. Dissertação, 2007.

SODERSTROM, E.J.; SCOTT, K. M; MENDEZ, P. F. *Calorimetric Measurement of Droplet Temperature in GMAW*, Welding Journal, v. 90, Abril 2011.

SOLDAGEM MIG-MAG. 20p. Disponível em:
<http://www.infosolda.com.br/download/61dpe.pdf>. Acessado aos 04/02/2012.

SOUSA, L. F. R. *Aplicação de Termografia no Estudo do Isolamento Térmico de Edifícios*. Universidade de Aveiro. Dissertação, 2010.

SPEKA M. *et al.*, *The infrared thermography control of the laser welding of amorphous polymers*, Science Direct – Université de Bourgogne, France, 2008.

SREEDHAR, U.; KRISHNAMURTHY, C. V.; BALASUBRAMANIAM, K.; RAGHUPATHY, V. D.; RAVISANKAR, S. *Automatic defect identification using thermal image analysis for online weld quality monitoring*. Journal of Materials Processing Technology, v. 212, Issue 7, July 2012

STEKLY, J. J. K. *Deposition rates: principles and data*. Weld. Rev. 4, p. 238-240, 1989.

SUN, J.; WU, C. S.; FENG, Y. *Modeling the transient heat transfer for the controlled pulse key-holing process in plasma arc welding*. International Journal of Thermal Sciences. University of Science & Technology, Beijing, China, 2011.

SUN, J.; LIU, X.; TONG, Y.; DENG, D. *A comparative study on welding temperature fields, residual stress distributions and deformations induced by laser beam welding and CO₂ gas arc welding*. Materials and Design. College of Materials Science and Engineering. Chongqing University, China, 2014.

MICHALSKI, L.; ECKERSDORF, K.; KUCHARSKI, J.; MCGHEE, J. *Temperature Measurement Second Edition*. Copyright © 2001 John Wiley & Sons Ltd. Capítulo 8, pág 152, 2001.

TENG, T.L; CHANG, P.H.; TSENG, W.C. *Effect of welding sequences on residual stresses*. Comput. Struct. 81 (5), 273–286, 2003.

TERMONAUTAS. Disponível em: www.termonautas.com.br, acessado aos 21.06. 2012.

TITMAN, D. J., *Applications of thermography in non-destructive testing of structures*. Ndt & E International. Vol. 34, n. 2 , 2001.

TONG, Z.; ZHENTAI, Z.; RUI, Z. *A dynamic welding heat source model in pulsed current gas tungsten arc welding*. Journal of Materials Processing Technology. Hebei University of Technology. China, 2013.

TAHAMI, F.V.; ZIAEI, A. *Numerical and experimental investigation of T-shape fillet welding of AISI 304 stainless steel plates*. Mater. Des. 47, 615–623, 2013.

VOLLMER, M.; MÖLLMAN, K.P. *Infrared Thermal Imaging: Fundamentals, Research and Applications*. ISBN: 978-3-527-40717-0. October 2010.

WAINER, E.; BRANDI, S. D.; MELLO, F.D.H. *Soldagem: processos e metalurgia*. São Paulo, Ed. Edgard Blücher Ltda, 1992.

WALKER, B. H. *Optical engineering fundamentals: Tutorial texts in optical engineering; v. TT 30*. Bellingham, Wash., USA: SPIE Optical Engineering Press, 1998.

WANG, S.; GOLDAK, J.; ZHOU, J.; TCHERNOV, S.; DOWNEY, D. *Simulation on the thermal cycle of a welding process by space–time convection–diffusion finite element analysis*. International Journal of Thermal Sciences, v. 48, p.936–947, 2009.

WEN, S. W.; HILTON, P.; FARRUGIA, D. C. J. *Finite Element Modelling of a Submerged Arc Welding Process*. Journal of Materials Processing Technology, p. 203-209, 2001.

XIANGMENG, M.; GUOLIANG, Q.; ZENGDA, Z. *Investigation of humping defect in high speed gas tungsten arc welding by numerical modelling*. Materials and Design 94, 69–78, 2016.

YAGHI, A. H.; TANNER, D. W. J.; HYDE, T. H.; BECKER, A. A.; SUN, W. *Abaqus Thermal Analysis of the Fusion Welding of a P92 Steel Pipe*. Simulia Customer Conference, 2011.

YAMAZAKI, K.; YAMAMOTO, E.; SUZUKI, K.; KOSHIISHI, F.; TASHIRO, S.; TANAKA, M.; NAKATA, K. *Measurement of surface temperature of weld pools by infrared two colour pyrometry*. Science and Technology of Welding and Joining. DOI 10.1179/136217109X12537145658814, 2013.

YU, H., SHOUJU, L., YINGXI, L. *Finite Element Simulation for Residual Stresses in Welding Process*. Engineering Materials, v. 353-358, p. 1915-1918, 2007

ANEXO A - COMPOSIÇÃO QUÍMICA DO AÇO API 5L X80 (% MASSA)

C	S	N	Al	Si	P	Ti	V
0,03	0,003	0,0054	0,027	0,21	0,013	0,017	0,023
Cr	Mn	Ni	Cu	Nb	Mo	B	Ca
0,158	1,78	0,013	0,008	0,071	0,183	0,0001	0,0032

ANEXO B - CERTIFICADO DE CONFORMIDADE DO AÇO ASTM A 36

 Companhia Siderúrgica Nacional		Número 002348489	
Endereço (Faturamento) RUA DE SÃO Lázaro, Km 2,961 s/nº CEP: 25063-000 - VILA NOVA COELHO - VILA NOVA DO PRATA - RJ		Lista de Embarque e Certificado de Conformidade	
Cliente GERSOL COMERCIAL DE AÇOS SA Endereço (Faturamento) AV. EIRO DE INTEGRAÇÃO 2426 JARDIM DOS GUARANAPES MORIBOCA CEP: 54360-000 PR BR			
Caixa Postal:			
Placa C Mg- J00220 0,1530 0,6620 0,0170 0,0110 0,0080 0,0030 0,0050 0,0110 0,0010 0,0010 0,0440 0,004800 0,0020 0,0010 0,0020 0,0003 0,0000 0,2666		Análise Química (%) Si Mn P S Al N Nb V Ti B Ca	
Lote 0830841101 3A1631 163 MPa 459 MPa 0,19 32,2 % OK		Propriedades Mecânicas / Magnéticas / Metalográficas Propriedades Mecânicas / Magnéticas / Metalográficas	
Lote 0830841101 3A1631 163 MPa 459 MPa 0,19 32,2 % OK		Produto Embarcado Comp. Teóric. 180	
TOTAL Lotes: 0001		Peso Líquido (MT): 11,293	
Peso Bruto (MT): 11,293		Peso Líq. - Peso Br.	
CERTIFICAMOS QUE O MATERIAL AQUI RELACIONADO FOI PRODUZIDO, INSPECIONADO, ENSAIADO E ANALISADO EM Nossos LABORATÓRIOS DE ACORDO COM OS REQUISITOS DA NORMA DE ESPECIFICAÇÃO PERMANENTE.			
ELEMENTOS QUÍMICOS EXIBIDOS PELA ESPECIFICAÇÃO ENCONTRADA: C, S, P, MN, SI, AL		Preparado: Dêdo Figueiro Técnico de Desenvolvimento	
Assinatura: Dêdo Figueiro		Assinatura: Ger. Geral de Processos Siderúrgicos	

Datasheet da termocâmara Flir S45, pertencente à UFPE, Depto de Eng^a Mecânica.



The Global Leader in Infrared Cameras

ThermaCAM® S45

INFRARED CAMERA



The ThermaCAM® S45 is a refined infrared research system. Its powerful new features and conveniences enable the professional thermographer to work with unprecedented efficiency and productivity. Working in concert with ThermaCAM Researcher and database software, the S45 greatly facilitates the process of collecting, reporting, and archiving infrared images and thermal data.



- Outstanding Thermal Image Quality
- Radiometric JPEG Image Storage
- Removable CompactFlash Memory

- Radiometric FireWire and Ethernet Connectivity
- High Thermal Sensitivity and Precise Temperature Measurement
- Auto-focus Plus Auto-hot-spot Tracker & Digital Zoom

Extraordinary Thermal Sensitivity and Imaging Quality

A thermal sensitivity of 0.08°C lets you see the smallest temperature differences clearly. The S45 is ready for action in seconds, thanks to its state-of-the-art 320 x 240 uncooled microbolometer detector. A total of 76,000 pixels provide real-time, crisp, high-resolution 16-bit thermal images.

Flexible Image Storage

With the S45, memory capacity is infinite. Images can be stored in Windows-friendly JPEG format on a removable CompactFlash® memory card and can be transferred from RAM to the memory card. The image gallery feature allows you to browse through thumbnails and select the image you need quickly and easily.

Wide Range of Accessories

Optional optics range from microscopic through wide-angle and telescopic to meet diverse applications requirements. Innovative, miniature wearable infrared heads-up displays (IR-HUD) are available, which can augment situational awareness. Lightweight, long-life Li-Ion batteries assure uninterrupted inspections. The S45 comes with an external 2-bay battery charger and an internal battery charger. A 12 VDC car/truck charger adapter is also available.

Real-time Digital Storage and Analysis

Video rate imaging (60 Hz) allows you to inspect fast moving objects and scan while moving without image smear. The built-in color viewfinder provides bright, crisp images under virtually all conditions. Radiometric FireWire (IEEE 1394) output provides the bandwidth for fast downloading of calibrated thermal video of high-speed events.

Voice Recording

The S45 can record up to 30 seconds of voice comment with each image using the included headset.

Optional Software Does the Work For You!

ThermaCAM Researcher reporting and analysis software analyzes your data in real time. ThermaCAM Database software enables you to trend, archive, and organize inspection data and reports quickly and easily. ThermaCAM Image Builder knits multiple IR images together to create a single radiometric composite.

Easy to Operate

Ergonomic, intuitive controls make operation seamless and efficient. User-friendly joystick, familiar menus, and soft control buttons on the camera body provide easy one-handed operation.

Special Features Boost Your Efficiency

Powerful auto-focus and auto-hot-spot features save time and effort. The S45 can automatically indicate the temperature and position of the hottest spot in the image and instantly calculate the difference between different measurement points. Sound and color alarms warn when targets exceed temperature maximums set by the user.

Upgradeability

Designed to grow with your thermal imaging needs, the S45 is upgradeable to the full-featured ThermaCAM S65 automated IR research system specification.

Rugged and Lightweight

The S45 was designed for use in harsh environments. It has an IP54 industrial shock rating and complete environmental encapsulation. At only 3 lbs. including battery, it is the lightest full-featured infrared camera available.

ThermaCAM® S45 Technical Specifications

Imaging Performance	
Field of view/min focus distance	24° x 18° / 0.3 m
Spatial resolution (IFOV)	1.3 mrad
Electronic zoom function	2.4x interpolating
Focus	Automatic or manual
Digital image enhancement	Normal and enhanced
Detector type	Focal plane array (FPA) uncooled microbolometer; 320 x 240 pixels
Spectral range	7.5 to 13 µm
Image Presentation	
Viewfinder	Built-in high-resolution color LCD (TFT)
External display (optional)	Built-in high-resolution color LCD (TFT) with redundant controls
Video output	RS170 EIA/NTSC or CCIR/PAL
Measurement	
Temperature ranges	-40° C to +120° C (-40° F to +248° F), Range 1 0° C to +500° C (+32° F to 932° F), Range 2 +350° C to +1500° C (+662° F to +2732° F), Range 3 Up to +2000° C (+3632° F), optional
Accuracy (% of reading)	± 2° C or ± 2%
Measurement modes	Up to 10 movable spots. Automatic temperature difference (Δ) and placement and reading of maximum and minimum temperatures. Up to 5 movable circle areas or boxes. Up to 2 isotherms. Line profile.
Emissivity corrections	Variable from 0.1 to 1.0 or select from listings in pre-defined material list.
Measurement features	Automatic corrections based on user input for reflected ambient temperature, distance, relative humidity, atmospheric transmission, and external optics.
Optic transmission correction	Automatic, based on signals from internal sensors.
Image Storage	
Type	Removable CompactFlash® (256 MB) memory card
File format	Standard JPEG; 14 bit thermal measurement data included
Voice annotation of images	Input via supplied headset up to 30 seconds of digital voice clip* per image stored with image.
System Status Indicator	
LCD display	Shows status of battery and storage media. Indication of power, communication and storage modes.
Power Source	
Battery type	Li-Ion, rechargeable, field-replaceable
Battery operating time	2 hours continuous operation
Charging system	In camera or 2 bay intelligent charger 12V
External power operation	AC adapter 110/220 VAC, 50/60Hz or 12V from car (cable with standard plug optional)
Power saving	Automatic shutdown and sleep mode (user-selectable)
Environmental	
Operating temperature range	-15° C to +50° C (5° F to 122° F)
Storage temperature range	-40° C to +70° C (-40° F to 158° F)
Humidity	Operating and storage 10% to 95%, non-condensing
Encapsulation	IP 54 IEC 529
Shock	Operation: 25G, IEC 68-2-29
Vibration	Operation: 35, IEC 68-2-6
Physical Characteristics	
Weight	1.4 kg (3 lbs), including battery
Size	100mm x 120mm x 220 mm (3.9" x 4.7" x 8.7")
Tripod mounting	1/4" - 20

ThermaCAM S45 System Includes:	
IR camera	
Carrying case, lens cap, shoulder strap, hand strap	
Manual (multi-lingual)	
Batteries (2)	
Power supply	
Battery charger	
FireWire® (IEEE 1394) cable	
Video cable with RCA plug	
USB cable	
S-video cable	
256 MB CompactFlash® card	
ThermaCAM QuickView™ software	
Lenses (optional)	
Field of view/ minimum focus distance	3X Telescope (7" x 5.3"/4m) 2X Telescope (12" x 9"/1.2m) 0.3X Wide angle (45° x 34"/0.1m) 0.3X Wide angle (80° x 60"/0.1m) 200 µm Close-up (64mm x 48mm/150mm) 100 µm Close-up (34mm x 25mm/90mm) 50 µm Close-up (15mm x 11mm/39mm) Wearable Optics/Head-up Display
Interfaces	
Firewire output (IEEE 1394)	Real-time (60 Hz) digital transfer of radiometric thermal images or digital video (DV) out.
USB / RS232	Image (thermal and visual), measurement data, voice and text transfer to PC
IrDA	Two-way data transfer from laptop, PDA



The Global Leader in Infrared Cameras

1 800 613 0507
www.flir.ca

Specifications subject to change. © Copyright 2005, FLIR Systems, Inc. All rights reserved. 1061405PL

ANEXO C - CERTIFICADO DE CALIBRAÇÃO DA TERMOCÂMERA FLIR S 45



Página 1 de 5

Certificado de Calibração N°: 100160**ThermaCAM S45****Câmera calibrada**Part number: **2341122609BR**Número de Série: **23400950**

Este equipamento é produzido pela FLIR Systems

Resultados e Condições de Calibração**Resultado de Calibração:**

A calibração está dentro das especificações e os parâmetros de calibração foram carregados na memória interna da câmera. Os pontos de calibração estão apresentados neste documento.

Temperatura Ambiente durante a calibração: $23,8^{\circ}\text{C} \pm 1,0^{\circ}\text{C}$ **Umidade Relativa do Ar durante a Calibração:** $29\% \pm 10\%$ **Data da Calibração:** 21/12/2010

Os padrões utilizados no processo de calibração foram calibrados em laboratórios acreditados e possuem rastreabilidade ao Sistema Internacional de Medidas.

Data: 22/12/2010

Calibrado por

João Paulo Amaral Neto
Técnico de Laboratório
CPF: 408.553.738-57 - RG: 48.346.010-2
Flir Systems Brasil

Aprovado por

IGOR CAVASSANA
Supervisor de Assistência Técnica
CPF: 369.488.328-22 - RG: 43.737.107-4
Flir Systems Brasil

ANEXO D - DATASHEET DO CONSUMÍVEL (ARAME SÓLIDO) UTILIZADO NA ETAPA 1



CERTIFICADO DE QUALIDADE DE ARAME MIG/MAG PARA SOLDAGEM

(Conforme ASME II Parte C SFA-5.01 ED. 2010 Add. 2011 – Schedule F)

Tipo de Eletrodo: MERIT S-6
Data de Emissão: 11/04/2014
Lote nº: 40225661

Classificação: ER70S-6
Dimensão (mm): 0,8 mm
AWS: A5.18- 2010

ASME: AWS A5.18 / ASME II Part C SFA 5.18 Ed. 2010 Add. 2011: ER70S-6

ASME: AWS A5.18M:2005 / ASME II Part C SFA 5.18M:2005 Ed Add. 2011. 2010: ER48S-6

1) Análise Química

	C %	Mn %	Si %	S %	P %	Cr %	Ni %	Mo %	V %	Cu %
Composição Do Arame	0,097	1,49	0,84	0,012	0,010	0,02	0,018	0,008	0,002	0,14

2) Ensaios Mecânicos

Condições conforme AWS A5.18		
Condição		CS
Limite de Resistência	(MPa)	560
Limite de Escoamento	(MPa)	460
Alongamento	(%)	30
Ensaio de Impacto a – 30°C	(J)	104, 102, 98 – Média 101,3

Atende ao padrão radiográfico

Este produto é fabricado por **Shanghai Lincoln Electric CO, LTD** de acordo com o sistema de Qualidade ISO 9001 - 2008 e AWS A5.01.

Emitente
Isaque Silva do Nascimento
Inspetor da Qualidade

LINCOLN ELECTRIC DO BRASIL

Indústria e Comércio Ltda.
Av. Papa João Paulo I, 1818
CEP 07170-350 – Cumbica – Guarulhos - SP – Brasil
Fone: 55 11 2432 5600 - Fax: 55 11 2432 5335
E-mail: qualidade@lincolnelectric.com.br

ANEXO E - Datasheet do consumível (arame sólido) utilizado na etapa 2

ARAME SÓLIDO OK*	COMPOSIÇÃO DO ARAME (%)	APLICAÇÕES	PROPRIEDADES MECÂNICAS TÍPICAS	POSICÕES SOLDAGEM	TENSÃO	FAIXA DE CORRENTE	DEPOS. (Kg/h)	GÁS DE PROTEÇÃO TIPO DE CORRENTE
OK® Autrod 12.51 AWS / ASME SFA 5.18 ER70S-6 EN 440 G3Si1	C 0,08 Si 0,90 Mn 1,50	Arame sólido cobreado manganês-silício destinado à soldagem MIG/MAG dos aços não ligados, como por exemplo, os aços de construção em geral com uma tensão de ruptura mínima de 485 MPa. O OK® Autrod 12.51 solda utilizando as misturas Ar + 20-25% CO ₂ ou CO ₂ puro como gases de proteção. Homologações: FBTS(CO ₂) ER70S-6 ABS(CO ₂) 3YSA BV(CO ₂) SA3.3YM DNV (CO ₂) 3YMS LR(CO ₂) DXVudo BF 3YS H15 NA GL 3YS VdTUV 00899	Ar + 20% CO₂ L.R. 560 MPa L.E. 470 MPa A 26% ChV (20 °C) 130J ChV (-20 °C) 90J ChV (-29 °C) 70J Ar + 20% CO₂ L.R. 540 MPa L.E. 440 MPa A 25% ChV (20 °C) 110J ChV (-20 °C) 70J	  	18 - 24 V 18 - 26 V 18 - 32 V 18 - 34 V 28 - 38 V	60 - 200 A 70 - 250 A 80 - 300 A 120 - 380 A 225 - 550 A	0,8 - 3,0 0,9 - 3,6 1,0 - 5,6 1,3 - 8,0 2,0 - 11,4	Ar + 8 - 25% CO ₂ ou 100% CO ₂ CC+

ANEXO F - *Datasheet* do pirômetro RAYMX4PB

DADOS TÉCNICOS

Gama de temperaturas	-30 ... 900°C
Resolução óptica	0,1°C
Precisão (Infravermelha)	± 0,75% do valor medido ou ± 0,75K, seja qual for o melhor de 25°C, ± 2K para alvos abaixo de -5°C
Redução Ambiente	< 0,05K/K ou < 0,05%/K, seja qual for o melhor de 25°C ± 25K
Resolução óptica (Foco Padrão)	60:1 (19mm do tamanho do spot de 1,15 M.)
Resolução óptica (Foco Fechado)	50:1 (6mm do tamanho do spot de 0,3 M.)
Precisão (Thermocouple K & J)	± 2K ou ± 0,75%, seja qual for o melhor
Precisão (Thermistor)	-30 à 0°C ± 0,6K 0 à 70°C ± 0,4K 70 à 100°C ± 1K 100 à 120°C ± 1,5K
Repetibilidade (Infravermelho)	± 0,5% de leitura ou ± 0,5°C, seja qual for o melhor; ± 1°C para alvos abaixo de -5°C
Tempo de resposta (95%)	250 mSec
Deteção Hot Spot (30%)	85 mSec
Range espectral	8 ... 14 µm
Temperatura de operação	0 ... 50°C
Temperatura de armazenamento (sem Baterias)	-20 à 50°C
Saída Analógica	1 mV/°C
Saída Digital	RS232

DADOS TÉCNICOS (CONT.)

Alimentação	2 x 1,5 V Alcalina tipo AA
Duração da Bateria	13 hrs. (50% laser e 50% backlight aceso)
Alimentação (Externa)	7,5 V > 200 mA (Usando a alimentação, o display acende automaticamente)
Dimensões	200 x 170 x 50 mm
Montagem em tripé	1/4"-20 UNC

VALORES INICIAIS

<u>valores ajustados</u>	<u>na fábrica</u>	<u>gama</u>
emissividade/gain	0,95	0,10 até 1,50, em passos de 0,01
tabela de emissividade de diferentes materiais	Free	30 materiais
modo	normal	
alarme a temperatura máxima	50 °C	-30 ... 900 °C
alarme a temperatura mínima	0 °C	-30 ... 900 °C
calibragem	0 °C	-10 ... 10 °C
mostrador	Auto Range	Auto Range / Man Range
ciclo	0,2 s	0,1 s até 300 s
Modo de Impressão	Dados Gravados	3 modos, selecionáveis através do software
Saída de Impressão	ASCII 8 bits 1 Stop bit Sem paridade Baud Rate 9600	
Data logger	100 pontos Pré-ajustado com emissividade de 0,95 Lo-Al: 0°C Hi-Al: 50°C Ajustável apenas através dos Acessórios do software	

ANEXO G - Certificado de calibração do pirômetro RAYTEK RAYMX4PB



TECLABOR LTDA

**Manutenção, Calibração e
Comercialização de Equipamentos
de Medição, Inspeção e Ensaios**

CERTIFICADO DE CALIBRAÇÃO Nº: 09068/14

TECLABOR LTDA
CERTIFICADO ISO 9001
Nº 152108-2014-AQ-
BRA-RvA

1. Dados do Solicitante

Ciente: Ricardo Artur Sanguinetti Ferreira

Endereço: Av. Acadêmico Hélio Ramos s/n - Cidade Universitária - Recife-PE

Solicitante: Ricardo Artur Sanguinetti Ferreira

Endereço: Av. Acadêmico Hélio Ramos s/n - Cidade Universitária - Recife-PE

Data da Calibração 07/10/2014

2. Dados do Instrumento Calibrado

Instrumento: Termômetro Infravermelho	Modelo: RAYMX4PB
Identificação: 233666-0101-0001	Faixa de Indicação: -30,0 a 900,0 °C
Número de Série: 233666-0101-0001	Resolução: 0,1 °C
Fabricante: Raytek	Ordem de Serviço: 02008/14
Local Calibração: Laboratório da Contratada	

3. Dados do Ambiente

Temperatura: 21,0°C ± 1,0°C	Umidade Relativa: 65,0%ur ± 5,0%ur
------------------------------------	---

4. Padrões Utilizados

Código	Descrição	Certificado	Rastreabilidade	Validade
TERMO 06	Termômetro Digital	LT - 82 173	Escala	08/05/2018
TEHI 22	Termohigrômetro	RBC 8279/13	Masterlabor	28/12/2015

5. Procedimento

A calibração foi realizada conforme procedimento PRO 37 - Média de 3 leituras.

6. Resultados

(VR) - Valor de Referência (°C)	(VO) - Valor do Objeto (°C)	(E) - Erro (VO-VR) (°C)	(U) - Incerteza Expandida (°C)	(k) - Fator de Abrangência	(Veff) - Graus de Liberdade Efetivos
200,0	199,4	-0,6	0,7	2,00	∞
300,0	301,0	1,0	0,7	2,00	∞
400,0	401,5	1,5	0,7	2,00	∞
500,0	502,3	2,3	0,7	2,00	∞

7. Observações

A incerteza expandida de medição (U) relatada é declarada como a incerteza padrão da medição multiplicada pelo fator de abrangência (k), o qual para uma distribuição (t) com (Veff) graus de liberdade efetivos corresponde a uma probabilidade de abrangência de aproximadamente 95,45%. A incerteza de medição foi determinada de acordo com a publicação EA-4/02. Os valores de (k) e (Veff), estão na tabela acima. Certificado conferido e assinado eletronicamente.

Os resultados deste certificado referem-se exclusivamente ao instrumento calibrado.

ANEXO H – Fonte de alimentação elétrica da soldagem

Fonte de energia	Smashweld 318/Plus/318 Topflex
Tensão da rede	220, 380, 440V, 3~50/60Hz
Corrente primária $I_{m\acute{a}x}$	39 – 23 - 20 A
Corrente primária I_{eff}	24 - 14 - 12 A
Faixa de corrente/tensão	50A/17 V - 420 A/ 35V
Carga máxima permitida	
35 % do fator de trabalho	315 A / 29,8 V
60% do fator de trabalho	270 A / 27,5 V
100% do fator de trabalho	220 A/25 V
Fator de potência corrente máxima	0,96
Eficiência corrente máxima	77 %
Tensão em circuito aberto	18 - 45 V
Temperatura de Funcionamento	- 10 °C a + 40 °C
Dimensões, C x L x A	1030 x 400 x 767
Peso (Smashweld)	148 kg
(Smashweld Topflex)	140 kg
Classe de proteção	IP 23
Classe de aplicação	S
Normatização	IEC 60974-1

ANEXO I - Tocha de soldagem TBI 360 utilizada nos experimentos



Classic TBI 360 (DR)

- Refrigerada a gás
- DR: pescoço giratório
- Cabo Coaxial de borracha TB-Flex

Informações para pedido:

TBI 360	ESG, 50° de inclinação	114P3413_0*
TBI 360 DR	ESG, 45° de inclinação	114P3413_D*

* Espaço em branco, favor inserir 3, 4 ou 5 para tochas de 3, 4 ou 5m.

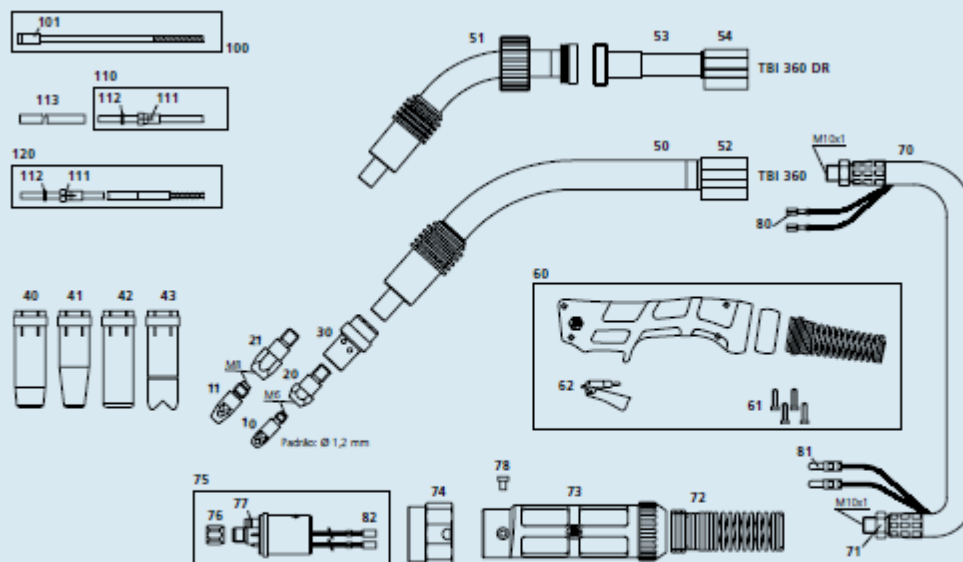
Dados técnicos:

MIG/MAG (GMAW) Tocha semi-automática de solda TBI 360 / 360DR

Ciclo de trabalho 60%
(10 min. ciclo)

- Mistura de gás:	335 A
- CO ₂ :	350 A
Método de refrigeração	a gás
Diâmetro do arame	1,0 - 1,2 mm
Vazão de gás	12 l/min
Especificações técnicas	de acordo com IEC 60974-7
Peso incluindo 1,5m de cabo	1,80 kg (TBI 360 DR: 2,10 kg)
Conexão	Euroconector. Outros conectores (Ex.: Closs®, ESAB®) disponíveis sob encomenda.

O ciclo de trabalho será reduzido quando for usado arco-pulsado.
Pescoços e tamanhos de cabos especiais disponíveis sob encomenda.

TBi 360 - 60 % Mix: 335A CO₂: 350A - 1,0 - 1,2mm


Pos.	Descrição	Código	Pos.	Descrição	Código
Bicos de contato					
► 10	Bico de contato M6x28mm, ECU (1,2)	340P__1069*	53	Suporte p/pescoço DR (giratório)	600P101045
10	Bico de contato M6x28mm, CuCrZr	343P__3069*	54	Corpo fixador	600P002017
10	Bico de contato M6x28mm, Estrela	344P__6069*	60	Punho azul p/tochas refrigeradas a gás	380P220400
11	Bico de contato M8x30mm, ECU	340P__1262*	61	Parafuso M3,5x14,0mm	100P008413
11	Bico de contato M8x30mm, CuCrZr	343P__3262*	62	Gatilho 2-polos, standard	385P021016
11	Bico de contato M8x28mm, Estrela	344P__6262*	70	TB-Flex 50	360P5011_0*
Porta bico					
► 20	Porta bico M6x28mm TBi 360	342P006014	71	Porca sextavada M10x1	101P002005
20	Porta bico M6x32mm TBi 360	342P006114	72	Mola suporte 16-50mm	600P102099
21	Porta bico M8x28mm TBi 360	342P008014	73	Suporte do cabo, completo	701P001045
21	Porta bico M8x34mm TBi 360	342P008114	74	Porca adaptador p/plug central	701P001013
Difusor de gás					
► 30	Difusor de gás, preto TBi 360	114P002007	75	Plug central ESG, contato móvel	701P001048
30	Difusor de gás, cerâmica TBi 360	114P002005	76	Porca M10x1 p/pleuroconector	701P002005
30	Difusor de gás, marrom TBi 360	114P002011	77	O-Ring 4,0x1,0 (saída de gás)	365P100040
Bocais					
► 40	Bocal cônico 16,0mm TBi 360	345P012010	78	Parafuso cilíndrico M4x6 p/pleuroconector	100P008401
41	Bocal cônico 12,0mm TBi 360	345P013010	80	Terminal interruptor	375P000023
42	Bocal cilíndrico 20,0mm TBi 360	345P011010	81	Terminal macho	375P000004
43	Bocal p/solda ponto 20,0mm TBi 360	345P015010	82	Terminal fêmea	375P000003
Punhos e conexões					
50	Pescoço TBi 360	114P001001	Guias espiral		
51	Pescoço TBi 360 DR (giratório), 45°	114P001015	► 100	Guia espiral vermelha c/isol. (3,4m) 1,0 - 1,2	324P2045_4*
52	Corpo fixador	600P002018	100	Guia espiral amarela c/isol. (x,4m) 1,2 - 1,6	324P2545_4*
			101	Niple de fixação p/guia espiral 2,5x4,5	330P025045
			110	Guia teflon vermelho (x,5m) 1,0 - 1,2	326P2040_5*
			110	Guia teflon amarelo (x,5m) 1,2 - 1,6	326P2747_5*
			111	Niple de fixação p/guia teflon e carvão 2,0x4,0	331P020040
			111	Niple de fixação p/guia teflon e carvão 2,7x4,7	331P027047
			112	Anel-O 3,5x1,5 (guia de teflon)	365P150035
			113	Tubo suporte p/guia teflon 150mm	329P544150
			120	Guia RA-Alu (x,5m) 1,0 - 1,2	328P2040_A*

► = Componentes padrão

* No campo em branco, favor preencher com o tamanho da tocha ou o diâmetro do arame a ser utilizado. Ex: 3 para 3,0m ou Ø8 para Ø8mm.

*2009 TBi Industries BR1706

TBi Industries
Av. Marcelo Diniz Xavier, 530
Califórnia, Belo Horizonte
30.855-075
Minas Gerais, Brasil

Tel. + 55 31 3303 5600
Fax. + 55 31 3303 5610
Site: www.tbi-brasil.com
E-mail: info@tbi-brasil.com

ANEXO J - Comparativo dos resultados de outros autores

Medição	Autor	Processo	Temperatura Fus. (°C)	Veloc. Solda [mm/seg]	Tipo de Aço	Volts[V]	Corrente [A]	Aporte Térmico (J/T)	Legenda: t=espessura; E=intensidade (w/cm²); E=Experimental; M=Numérico; F=Fuja de Fuso; T= Temperatura; S=Exatidão	Asser- tado[M]
Face Frontal - Termografia Infravermelha	Yamazaki et al. (2013)	GTAW	2027	5,00	Inox 304(L=0,001%)	Não informado	150	Não obtido	E=senso informado, pois mede T superficial; Medição pós soldagem	88%
	Yamazaki et al. (2013)	GTAW	2627	5,00	Inox 304(L=0,001%)	Não informado	150	Não obtido	E=senso informado, pois mede T superficial; Medição pós soldagem	87%
	Yamazaki et al. (2013)	GMAW	2027	5,00	SM490A	Não informado	200	Não obtido	E=senso informado, pois mede T superficial; Medição pós soldagem	88%
	Alfaro, S.C.A.(2015)	GTAW	2200	4,86	1020	17,1	57,4	171,7	E: t=6mm; η=0,85	96%
	A.C. Murariu et al. (2012)	TIG/Laser	1594	3,73	S235J2	25	91,4	551,3	E: t=4mm; η=0,9	69%
	Xiangmeng et al. (2016)	GTAW	1927	50,00	Inox409L	15	315	66,2	E/N: t=1,5mm	84%
	Sun et al. (2014)	GMAW	1722	8,33	Q235	17,9	107	183,9	Placas Automotivas; t=2,3 mm; η=0,8	75%
	Sun et al. (2014)	LBW	2667	30,00	Q235	24	100	64,0	Placas Automotivas; t=2,3 mm; η=0,8	86%
	Gery, Long e Marop.(2005)	MIG	1906	16,67	1010	25	288	388,7	E/N: t=3mm; E=0,9; η=0,9; T a 2 mm do CCS	99%
	Deng e Murakawa (2006)	GTAW	2212	1,33	Inox 304	9,5	160	800,0	E/N: t=6mm; Multipasse; T=Temp. Interpass = 50°C; e Interno Pipe=104 mm; η=0,7	96%
Face Frontal - FEM	Deng, Murakawa e Liang (2007)	GMAW	2212	6,67	SM 400A	29	270	990,3	E/N: t=12mm; η=0,85	96%
	Deng e Murakawa(2008)	GMAW	1750	13,00	Aço C	17	65	72,3	Placas Automotivas; t=1 mm; E=0,2; η=0,85	76%
	Deng e Murakawa (2008)	GMAW	1930	4,92	Aço Cr-Ni	27	250	1098,3	E/N: t=25mm; η=0,8; Multipasse 119 passe; T Interpass = 150°C	84%
	Dean Deng (2009)	FEM	1870	10,00	1045	21	300	441,0	N: t=6 mm; η=0,7	81%
	Lee e Chang (2012)	FCAW	2097	2,00	SM 400	30	250	3187,5	E/N: t=25mm; η=0,85; T a 1 mm do CCS	91%
	Lee e Chang (2012)	GTAW	2061	1,30	Inox SUS304	22	230	2724,6	E/N: t=25mm; η=0,7; T a 1 mm do CCS	90%
	Attarha e Sattari-Far(2011)	GTAW	1408	1,80	5137	14,6	101	409,6	E/N: t=3mm; η=0,5	61%
	Attarha e Sattari-Far(2011)	GTAW	540	1,80	5137	14,6	101	409,6	E/N: t=3mm; η=0,5; Uso de termopar; a 3 mm do CCS	36%
	Attarha e Sattari-Far(2011)	GTAW	450	3,10	Inox 304	14,8	100	238,7	E/N: t=3mm; η=0,5; Uso de termopar; a 3 mm do CCS	30%
	Attarha e Sattari-Far(2011)	GTAW	546	2,30	ST 37.7 Inox 304	15,5	101	340,3	E/N: t=3mm; η=0,5; Uso de termopar; a 3 mm do CCS	36%
Face Frontal - Radiometria Laser	Chiument(2010)	GTAW	1838	6,67	Inox 304	29	270	821,7	E/N: Junta tipo T _E ; t=6mm; η=0,7	80%
	Eduardo Rocha (2016)	GMAW	1512,18	2,78	API SL X80	18,4	192	1080,2	E/N: t=7,5mm; η=0,85; T a 3 mm do CCS	Ref.
	Eduardo Rocha (2016)	GMAW	1882,11	2,78	API SL X80	18,4	192	1080,2	E/N: t=7,5mm; η=0,85; T a 2 mm do CCS	Ref.
	Eduardo Rocha (2016)	GMAW	2173,53	2,78	API SL X80	18,4	192	1080,2	E/N: t=7,5mm; η=0,85; T a 1 mm do CCS	Ref.
	Eduardo Rocha (2016)	GMAW	2294,79	2,78	API SL X80	18,4	192	1080,2	E/N: t=7,5mm; η=0,85; PF	Ref.
	H.G Kraus (1987)	GTAW	2579	0,42	Inox 304	8	38	718,7	E: t=1,5mm; η=100%; AWS = Referencial	89%
	H.G Kraus (1987)	GTAW	1803	1,27	Inox 304	8,25	50	324,8	E: t=1,5mm; η=0,85	79%
	H.G Kraus (1987)	GTAW	1896	1,27	Inox 304	8,25	50	324,8	E: t=1,5mm; η=0,85	83%
	H.G Kraus (1987)	GTAW	1875	2,54	Inox 304	8,25	70	227,4	E: t=1,5mm; η=0,86	82%
	H.G Kraus (1987)	GTAW	2053	2,54	Inox 304	8,5	70	234,3	E: t=1,5mm; η=0,85	89%
Face Frontal - Calorímetro (Termopar e tubo de cobre com água recirculada)	Soderstrom et al. (2011)	GMAW	2473	Visão livre da gota de solda em spray-chick. Sem área pintada.		28,5	189	4578,5	E/N: ATU/seg; E=etodo ER70S-6; η=0,85; tenão informado	93%
	Soderstrom et al. (2011)	GMAW	1890			28,8	204	4993,9	E/N: ATU/seg; E=etodo ER70S-6; η=0,85; tenão informado	82%
	Soderstrom et al. (2011)	GMAW	2604			30,4	248	6408,3	E/N: ATU/seg; E=etodo ER70S-6; η=0,85; tenão informado	88%
	Cobo et al. (2007)	GTAW	950 a 1150	8,33	Inox 304	Não informado	220	Não obtido	E: t=1,23 mm; Placas fuzas, teste para verificação de fusos	97%
	Eduardo Rocha (2016)(Etapa 1)	GMAW	700	5,00	ASTM A36	19,2	152	486,1	E: t=4,76 mm; η=0,85	Atual
	Eduardo Rocha (2016)(Etapa 2)	GMAW	1083	2,78	API SL X80	18,4	192	1080,2	E: t=7,5 mm; η=0,85	Atual
	Eduardo Rocha (2012)	FCAW-G	1237	2,50	ASTM A36	25	155	1317,5	E: t=12,7 mm; η=0,85	Atual
	Deng e Murakawa (2006)	GTAW	1205	1,33	Inox 304	9,5	160	800,0	E/N: t=6 mm; Termopar a 3mm do CCS; T Interpass=50°C; e Interno Pipe 104 mm; η=0,7	90%
	Deng e Murakawa (2006)	GTAW	739	1,33	Inox 304	9,5	160	800,0	E/N: t=6 mm; Termopar a 3mm do CCS; T Interpass=50°C; e Interno Pipe 104 mm; η=0,7	95%
	Eduardo Rocha (2012)	FCAW-G	712	2,50	ASTM A36	25	155	1317,5	E: t=12,7 mm; η=0,85	Atual

ANEXO K – Trabalhos produzidos

Artigos Submetidos em Periódicos

ROCHA, E. J. F.; ANTONINO, T. S.; FERREIRA, R. A. S.; BARBOSA, J. M. A.; YADAVA, Y. P.; GUIMARAES, P. B.; ALECIO, R. A.; BARROS, P. S.; SOUSA, J. M. *Modeling of the temperature field generated by the deposition of weld bead on a steel butt joint by FEM techniques and thermographic images*. Materials Research aos 25 de Outubro de 2016.

Artigos Sumetidos em Anais de Congressos

1-PEREIRA, E.F; ROCHA, E. J. F.; SILVA, A.L. *Estudo da soldagem em ângulo pelo processo FCAW automatizado na fabricação de painéis e blocos navais: deformações e correções* In: CONEM 2016 – Congresso Nacional de Engenharia Mecânica. Fortaleza – CE - Brasil, 21 a 25 de Agosto de 2016.

2-ROCHA, E. J. F.; ANTONINO, T. S.; FERREIRA, R. A. S.; BARBOSA, J. M. A.; YADAVA, Y. P.; GUIMARAES, P. B.; ALECIO, R. A.; BARROS, P. S.; SOUSA, J. M. *Temperature distribution modeling of a welded joint where validation was performed by the use of thermographic images* In: COBEM 2015 - 23rd ABCM International Congress of Mechanical Engineering. Rio de Janeiro – RJ - Brazil, December 6th to 11th 2015.

3- ALECIO, R. A.; GAMA, J. L. L.; ANTONINO, T. S.; SOUSA, J. M.; ROCHA, E. J. F.; GUIMARAES, P. B.; FERREIRA, R. A. S.; BARBOSA, J. M. A.; YADAVA, Y. P. *Study of mechanical properties in sub-regions of HAZ of a welded joint with samples produced by*

thermomechanical simulator. In: COBEM 2015 - 23rd ABCM International Congress of Mechanical Engineering. Rio de Janeiro – RJ - Brazil, December 6th to 11th 2015.

4-SOUSA, J. M.; ALECIO, R. A.; ROCHA, E. J. F.; SILVA, A. B.; LIMA, F. E.; SILVA, N. S. B.; FERREIRA, R. A. S.; BARBOSA, J. M. A. ***Avaliação da integridade estrutural em dutos com incidência de mossas*** In: COTEQ 2015-106. 13^a Conferência sobre Tecnologia de Equipamentos. Cabo de Santo Agostinho - PE. 15 a 18 Junho 2015.

5- ALECIO, R. A.; GAMA, J. L. L.; ANTONINO, T. S.; SOUSA, J. M.; ROCHA, E. J. F.; GUIMARAES, P. B.; FERREIRA, R. A. S.; BARBOSA, J. M. A. ***Estudo teórico-experimental das propriedades mecânicas da ZTA de uma junta soldada do aço API 5L X80.*** In: COTEQ 2015-107. 13^a Conferência sobre Tecnologia de Equipamentos. Cabo de Santo Agostinho - PE. 15 a 18 Junho 2015.

6- ALECIO, R. A.; SILVA, N. S. B.; GAMA, J. L. L.; ANTONINO, T. S.; ROCHA, E. J. F.; SOUSA, J. M.; GUIMARAES, P. B.; BARBOSA, J. M. A.; FERREIRA, R. A. S.; YADAVA, Y. P. ***Prediction of the mechanical properties in welded joints using Comsol Multiphysics.*** In: COMSOL Conference. Curitiba –PR. 23 a 24 Outubro 2014.