



PROJETO DE GRADUAÇÃO 2

METODOLOGIA EXPERIMENTAL PARA AVALIAÇÃO DA EMISSIVIDADE DO AÇO INOXIDÁVEL CA-6NM E DO METAL DE DEPOSIÇÃO 410 NiMo EM ALTAS TEMPERATURAS

Por,
Leonardo Vasconcelos de Abreu Ruszczyk

Brasília, 11 de Outubro de 2012

UNIVERSIDADE DE BRASÍLIA

FACULDADE DE TECNOLOGIA
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA MECANICA

PROJETO DE GRADUAÇÃO 2

**METODOLOGIA EXPERIMENTAL PARA
AVALIAÇÃO DA EMISSIVIDADE DO AÇO
INOXIDÁVEL CA-6NM E DO METAL DE
DEPOSIÇÃO 410 NiMo EM ALTAS
TEMPERATURAS**

POR,

Leonardo Vasconcelos de Abreu Ruszczyk

Relatório submetido como requisito parcial para obtenção
do grau de Engenheiro Mecânico.

Banca Examinadora

Prof^a. Palloma Vieira Muterlle, UnB/ ENM

(Orientadora)

Prof. Guilherme Caribé de Carvalho, UnB/ ENM

(Co-orientador)

Prof. Taygoara Felamingo de Oliveira, UnB/ ENM

(Examinador interno)

Brasília, 11 de Outubro de 2012

Dedicatória

Aos meus pais, Eduardo e Sônia.

Leonardo Vasconcelos de Abreu Ruszczyk

Agradecimentos

A Criação, pela existência.

Aos meus orientadores, em especial ao professor Dr. Guilherme Caribé de Carvalho, pelos conhecimentos recebidos, pela paciência, pelas soluções e caminhos sugeridos, pela ajuda prática, pela dedicação e por ter assumido a tarefa de me orientar nesta segunda fase do Projeto de Graduação.

A todos meus professores, pelos quais tenho muito respeito e gratidão pelos conhecimentos adquiridos.

A todos os funcionários da Universidade de Brasília, em especial aos técnicos do departamento de mecânica e mecatrônica: Marrocos, Xavier, Artur, Edson, Marcão, Carlão, Tenniel, Silmar, Tarsis, Fernando, Pereira, Wesley e João. Obrigado pela enorme ajuda, paciência e pelos valiosos conhecimentos práticos adquiridos.

Aos alunos de pós-graduação em Sistemas Mecatrônicos, em especial ao Eber, pela enorme ajuda na instrumentação da bancada de ensaios e na elaboração do aplicativo para controle e aquisição de dados.

Ao aluno de pós-graduação em Ciências Mecânicas, Matheus Tabata Santos pelo grande apoio e ajuda prática semanal.

Aos meus familiares e amigos pelo apoio e pelos impagáveis momentos de convívio e lazer.

A todos que, direta ou indiretamente, contribuíram para a realização deste trabalho.

Leonardo Vasconcelos de Abreu Ruszczyk

RESUMO

O aço CA-6NM é um aço inoxidável martensítico tipicamente usado na fabricação de turbinas hidráulicas. Os processos de reparo e construção dessas turbinas se dão por meio de soldagem em múltiplos passos para preenchimento da cavidade da junta e empregam metais de deposição austeníticos ou de composição similar ao metal de base, como o arame tubular 410 NiMo. Estudos estão sendo feitos na Universidade de Brasília para investigar o comportamento microestrutural desses materiais após vários ciclos térmicos de soldagem. Estes estudos utilizam técnicas termográficas para o monitoramento da temperatura e requerem o correto valor de emissividade para as superfícies específicas em estudo para que a temperatura informada pelos sensores radiométricos sejam condizentes com a temperatura real. Este trabalho tem por objetivo validar uma metodologia experimental para avaliação da emissividade do aço CA6-NM e do metal de deposição 410 NiMo em temperaturas próximas a 1000°C. O experimento consiste no aquecimento de uma pequena amostra do material com um maçarico oxiacetileno enquanto um termopar encostado na amostra e dois sensores infravermelhos monitoram a temperatura da superfície que é protegida por um escoamento de gás argônio analítico. Os resultados mostraram boa resposta dinâmica dos sensores térmicos, porém, dentre outras fontes de erros, o fato do termopar estar simplesmente encostado na amostra gerou erros inaceitáveis devido à resistência térmica de contato. Entretanto, os resultados têm grande valor qualitativo e servem como base para correções e novas implementações para a sequência do estudo em trabalhos futuros.

ABSTRACT

The CA-6NM steel is a martensitic stainless steel typically used in the manufacture of hydraulic turbines. The processes of repair and construction of these turbines are given by way of welding in multiple steps to fill the joint cavity and employ austenitic metal deposition or consumables with similar composition to the base metal, such as tubular wire 410 NiMo. Studies are being done at the University of Brasilia to investigate the microstructural behavior of these materials after several thermal cycles of welding. These studies use thermographic techniques for monitoring the temperature and require the correct emissivity value for specific surfaces so that the temperature reported by radiometric sensors is consistent with the actual temperature. This study aims to validate an experimental methodology for evaluating the emissivity of the CA6-NM steel and the deposition metal 410 NiMo at temperatures around 1000°C. The experiment consists of heating a small sample of the material with an oxyacetylene torch while a thermocouple touching the sample and two infrared sensors monitor the temperature of the surface, which is protected by an analytic argon gas flow. The results showed good dynamic response of thermal sensors, however, among other sources of errors, the fact that the thermocouple be simply touching the sample generated unacceptable errors due to thermal contact resistance. However, the results have great qualitative value and serve as a basis for new implementations and corrections to the sequence of study in future work.

SUMÁRIO

1	INTRODUÇÃO	1
1.1	CONTEXTUALIZAÇÃO	1
1.2	DEFINIÇÃO DO PROBLEMA	2
1.3	OBJETIVOS DO PROJETO	3
1.4	METODOLOGIA DO PROJETO	3
1.5	ESTRUTURA DO TRABALHO	3
2	REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	4
2.1	MATERIAIS PARA FABRICAÇÃO DE ROTORES HIDRÁULICOS	4
2.1.1	Chapas de aço carbono	4
2.1.2	Fundições em aço carbono	4
2.1.3	Chapas de aço inoxidável	4
2.1.4	Fundições em aço inoxidável	4
2.1.5	Revestimentos em aço inoxidável	5
2.1.6	Fundições em alumínio-bronze	6
2.2	AÇO INOXIDÁVEL MARTENSÍTICO ASTM A743 GRAU CA-6NM	6
2.2.1	Aços inoxidáveis martensíticos macios	6
2.2.2	Nomenclatura	8
2.2.3	Propriedades	8
2.2.4	Tratamentos térmicos	11
2.2.5	Austenita residual	13
2.3	CONSTRUÇÃO E REPARO DE TURBINAS HIDRÁULICAS	15
2.3.1	Histórico	15
2.3.2	Construção	15
2.3.3	Reparo	17
2.3.4	Consumíveis empregados	18
2.4	SOLDAGEM GMAW COM ARAME TUBULAR	19
2.4.1	Arame tubular AWS 410 NiMo MC	20
2.5	CONCEITOS FUNDAMENTAIS SOBRE RADIAÇÃO TÉRMICA	21
2.5.1	O espectro eletromagnético	22
2.5.2	Radiação de corpo negro	23
2.5.3	Emissividade de superfícies reais	25
2.5.4	Absorção, reflexão e transmissão de superfícies reais	29
2.6	MEDIDORES DE TEMPERATURA	31
2.6.1	Termopares	32
2.6.2	Radiômetros	34
2.7	MÉTODOS UTILIZADOS PARA DETERMINAÇÃO DA EMISSIVIDADE	35
2.7.1	Métodos calorimétricos	35
2.7.2	Métodos radiométricos	35
2.8	RESISTÊNCIA DE CONTATO	36
3	MATERIAIS E MÉTODOS	38
3.1	MATERIAIS UTILIZADOS	38
3.2	METODOLOGIA	38
3.3	APARATO EXPERIMENTAL	41
3.3.1	Amostra do material	42
3.3.2	Posicionamento do termopar	42
3.3.3	Posicionamento dos detectores de radiação infravermelha	43
3.3.4	Controle de proteção gasosa	44
3.3.5	Aplicativo para controle e aquisição de dados	44
3.4	PROCEDIMENTOS	45
3.5	CALIBRAÇÃO	47
3.5.1	Calibração do termopar	47

3.5.2	Calibração dos conversores de sinal analógico	48
4	RESULTADOS E DISCUSSÃO.....	49
4.1	CALIBRAÇÃO	49
4.2	PROTEÇÃO GASOSA	49
4.3	EMISSIVIDADE	51
5	CONCLUSÕES	61
6	TRABALHOS FUTUROS.....	62
7	REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	63

LISTA DE FIGURAS

1.1 Danos em palhetas de rotores construídas em aço C-Mn e revestidas com aço inoxidável austenítico ocasionados por erosão por cavitação em uma turbina tipo Francis (a) e danos de mesma natureza em uma turbina Kaplan construída em aço inoxidável martensítico macio (b) (VAZ, 2004)	1
2.1 Microestrutura martensítica do aço CA-6NM em estado “como fundido” contendo um pouco de ferrita- δ (ver setas em b). (a) e (b) atacados com o reagente Ralph. (c) e (d) atacados com 15 HCl-10 ácido acético - 10 HNO ₃ . (d) Mesmo campo mostrado em (c) mas revelado com o contraste diferencial de interferência Nomarski (ASM I. , 2004)	7
2.2 Esquemático para nomenclatura das ligas de aço inoxidável resistentes à corrosão e resistentes a à alta temperatura com base nas faixas de teores de Ni e Cr. As letras nos círculos representam a segunda letra no sistema de designação (ASM, 1993)	8
2.3 Faixa de dados experimentais de energia de impacto Charpy (entalhe V) com a temperatura (SFSA, 2004).....	11
2.4 Diagrama de fases Fe-Cr-Ni, para razão fixa de Cr/Ni de 3:1 (FOLKHARD, 1988)..	11
2.5 Diagrama de transformação de fase em resfriamento contínuo do aço CA-6NM (CRAWFORD, 1974).....	12
2.6 Variação do percentual de austenita formada em função da temperatura de revenimento do aço CA-6NM temperado (CRAWFORD, 1974).....	14
2.7 Variação do percentual de austenita, limite de resistência (σ_r), limite de escoamento (σ_e 0,2%) e energia absorvida no ensaio Charpy do aço CA-6NM em função da temperatura de revenimento (NIEDERAU, 1977).....	14
2.8 Estágios de montagem de uma turbina Francis. Montagem parcial e alinhamento das pás da turbina (a), montagem do topo com assistência de uma máquina de elevação (b) e inspeção final da qualidade da solda (c) (http://johnstewartbooks.weebly.com/profile-page-john-p-stewart.html)	16
2.9 Exemplo de um eletrodo de arame tubular com fluxo metálico (CUNAT, 2007)	19
2.10 Processo de soldagem GMAW com arame tubular e gás de proteção (ESAB, 2004)	19
2.11 Esquema do ciclo térmico de soldagem recomendado para soldagem do aço inoxidável martensítico macio com arame tubular de fluxo metálico (BAAS, 1996).....	20
2.12 O processo de emissão. (a) Como fenômeno volumétrico. (b) Como fenômeno de superfície. (INCROPERA et al., 2007)	22
2.13 Espectro de radiação eletromagnética (INCROPERA et al., 2007).	23
2.14 Poder emissivo espectral de corpo negro (INCROPERA et al., 2007).	24
2.15 Comparação de emissão de corpo negro e de superfícies reais. (a) Distribuição espectral. (b) Distribuição direcional (INCROPERA et al., 2007).....	25
2.16 Distribuições direcionais representativas da emissividade total direcional para condutores e não condutores (INCROPERA et al., 2007).	27
2.17 Dependência espectral da emissividade normal espectral $\epsilon_{\lambda, n}(T)$ de materiais selecionados (INCROPERA et al., 2007).	27
2.18 Dependência da temperatura na emissividade normal total $\epsilon_n(T)$ de alguns materiais selecionados.	28
2.19 Processos de absorção, reflexão e transmissão associados com um meio semitransparente (INCROPERA et al., 2007).	29
2.20 Circuito para medir o potencial de Seebeck compreendendo dois fios diferentes, A e B, duas junções e um voltímetro. Fios de cobre conectam a junção de referência ao instrumento (MOREIRA, 2002).	32
2.21 Perfil de temperatura entre dois corpos sólidos em contato (HOLMAN, 1997)	36
2.22 Detalhe esquemático da superfície de contato de duas superfícies aparentemente lisas quando vista de um microscópio.	37
3.1 Parcelas da radiação total incidente no sensor infravermelho.	39
3.2 Aparato experimental inicial para análise da emissividade pelo método radiométrico. Vista superior (a), vista lateral (b) e vista isométrica (c).....	41

3.3	Recomendações para as dimensões do alvo e do campo de visão do sensor infravermelho para correta medição de temperatura (ACKLAND, 2012).	42
3.4	Relação entre a distância de medição e o tamanho do ponto para os detectores de radiação térmica (CALEX Electronics Limited, 2010).	43
3.5	Aparato para proteção gasosa feito com tubo de cobre.	44
3.6	Diagrama de blocos do aplicativo em LabView para aquisição de dados.	45
3.7	Aquecimento da amostra com o maçarico oxiacetileno com a primeira configuração de proteção gasosa (a) e a configuração utilizada posteriormente (b).	46
3.8	Procedimento de calibração do termopar.	48
4.1	Curva de calibração do termopar tipo R.	49
4.2	Efeito da proteção gasosa na formação de óxidos em elevadas temperaturas para o aço doce com superfície lixada.	50
4.3	Resultado da proteção gasosa após o resfriamento da amostra de aço doce com superfície lixada.	50
4.4	Superfície do aço CA6-NM em elevada temperatura revelando menor oxidação em relação ao aço doce com superfície lixada.	51
4.5	Condição da superfície da amostra de aço doce altamente oxidada antes do ensaio.	51
4.6	Curva de aquecimento e resfriamento para a primeira amostra de aço doce oxidado sem proteção gasosa.	52
4.7	Curva de aquecimento e resfriamento para a segunda amostra de aço doce oxidado sem proteção gasosa.	52
4.8	Variação da emissividade com a temperatura para o resfriamento da amostra de aço doce oxidada sem proteção gasosa.	53
4.9	Condição da superfície para o aço doce, lixado com lixa 240 antes do ensaio.	53
4.10	Curva de aquecimento e resfriamento da primeira amostra de aço doce lixado com proteção gasosa.	54
4.11	Curva de aquecimento e resfriamento da segunda amostra de aço doce lixado com proteção gasosa.	54
4.12	Variação da emissividade para o aquecimento do aço doce com superfície lixada e proteção gasosa.	56
4.13	Condição da superfície do aço inoxidável martensítico CA-6NM, lixado com lixa 240 antes do ensaio.	56
4.14	Curva de resfriamento da primeira amostra de aço inoxidável CA-6NM lixado com proteção gasosa.	57
4.15	Curva de aquecimento e resfriamento da segunda amostra de aço inoxidável CA-6NM lixado com proteção gasosa.	57
4.16	Variação da emissividade no resfriamento do aço CA6-NM com superfície lixada e proteção gasosa.	58
4.17	Condição da superfície do aço inoxidável de deposição 410 NiMo, como depositado, antes do ensaio.	58
4.18	Curva de aquecimento e resfriamento da primeira amostra do aço de deposição 410 NiMo, como depositado, com proteção gasosa.	59
4.19	Curva de aquecimento e resfriamento da segunda amostra do aço de deposição 410 NiMo, como depositado, com proteção gasosa.	59

LISTA DE TABELAS

2.1	Composição química da liga CA-6NM (ASTM, 2006).	9
2.2	Propriedades mecânicas da liga CA-6NM tipo 12%wp Cr e 4%wp Ni requeridas pela norma ASTM A743 (ASTM, 2006).	9
2.3	Propriedades mecânicas da liga CA-6NM na condição de fundido, temperado acima de 955 °C, resfriado ao ar, e revenido (ASM, 1996 apud ALLENSTEIN, 2007).....	9
2.4	Propriedades físicas do aço de fundição CA-6NM (SFSA, 2004).	10
2.5	Composição química do arame tubular OK TubRod 410 NiMo MC segundo a norma EN12073 (VAZ, 2004)	21
2.6	Propriedades mecânicas do arame tubular OK TubRod 410 NiMo MC segundo a norma EN12073 (VAZ, 2004)	21
2.7	Limites de erro para termopares, de acordo com ASTM E-230 (com junção de referência a 0 °C) (MOREIRA, 2002).	33
2.8	Uso dos diversos tipos de termopares (MOREIRA, 2002).....	34
3.1	Características óticas dos sensores infravermelhos.	43
3.2	Relação entre voltagem e temperatura dos sensores infravermelhos.	45

LISTA DE SÍMBOLOS

Símbolos Latinos

A	Área de contato	$[m^2]$
Ar	Elemento químico argônio	
C	Elemento químico carbono	
c	Velocidade da luz no meio	$[m/s]$
c_0	Velocidade da luz no vácuo	$[m/s]$
C_1	Constante 1	$[W \cdot \mu m^4/m^2]$
C_2	Constante 2	$[\mu m \cdot K]$
Cr	Elemento químico cromo	
E	Poder emissivo hemisférico total	$[W/m^2]$
E_λ	Poder emissivo espectral	$[W/m^2 \cdot \mu m]$
E_b	Poder emissivo hemisférico total de corpo negro	$[W/m^2]$
$E_{\lambda,b}$	Poder emissivo espectral de corpo negro	$[W/m^2 \cdot \mu m]$
G	Irradiação total	$[W/m^2]$
G_{abs}	Parcela da irradiação total absorvida	$[W/m^2]$
G_{ref}	Parcela da irradiação total refletida	$[W/m^2]$
G_{tr}	Parcela da irradiação total transmitida	$[W/m^2]$
G_λ	Irradiação espectral	$[W/m^2 \cdot \mu m]$
$G_{\lambda,abs}$	Parcela da irradiação espectral absorvida	$[W/m^2 \cdot \mu m]$
$G_{\lambda,ref}$	Parcela da irradiação espectral refletida	$[W/m^2 \cdot \mu m]$
$G_{\lambda,tr}$	Parcela da irradiação espectral transmitida	$[W/m^2 \cdot \mu m]$
H	Elemento químico hidrogênio	
h	Constante de Planck	$[J \cdot s]$
h_c	Coefficiente de condutância térmica	$[W/K]$
k	Constante de Boltzmann	$[J/K]$
Ni	Elemento químico níquel	
Mo	Elemento químico molibdênio	
Mn	Elemento químico manganês	
M_f	Temperatura final da transformação martensítica	$[^\circ C]$
M_s	Temperatura inicial da transformação martensítica	$[^\circ C]$
O	Elemento químico oxigênio	
q	Fluxo de calor entre dois corpos em contato	$[W]$
S	Elemento químico enxofre	
T	Temperatura absoluta da superfície	$[K]$
T_c	Temperatura da vizinhança considerada como cavidade isotérmica	$[K]$
T_r	Temperatura da superfície medida pelo radiômetro	$[K]$
T_s	Temperatura da superfície medida pelo termopar	$[K]$

Símbolos Gregos

α	Fase correspondente à ferrita- α
δ	Fase correspondente à ferrita- δ
ε	Emissividade hemisférica total
ε_{ap}	Emissividade hemisférica total aparente
ε_n	Emissividade normal

ε_λ	Emissividade hemisférica espectral	
γ	Fase correspondente à austenita	
κ	Condutividade térmica	[W/(m.K)]
κ_A	Condutividade térmica do corpo A	[W/(m.K)]
κ_B	Condutividade térmica do corpo B	[W/(m.K)]
λ	Comprimento de onda	[μm]
ψ	Absortividade hemisférica total	
ψ_λ	Absortividade hemisférica espectral	
ν	Frequência de onda	[Hz]
ρ	Refletividade hemisférica total	
ρ_λ	Refletividade hemisférica espectral	
σ	Constante de Stefan-Boltzmann	[W/m ² .K ⁴]
σ_r	Limite de resistência à tração	[MPa]
σ_e	Limite de resistência ao escoamento	[MPa]

Siglas

ACI	<i>Alloy Casting Institute</i>
AIMM	Aços Inoxidáveis Martensíticos Macios
AOD	<i>Argon Oxygen Decarburization</i>
ASTM	<i>American Society for Testing and Materials</i>
CJC	Compensação por Junção Fria (<i>Cold Junction Compensation</i>)
EPRI	<i>Electric Power Research Institute</i>
ESW	<i>Eletro Slag Welding</i>
FCAW	<i>Flux Cored Arc Welding</i>
GMAW	<i>Gas Metal Arc Welding</i>
GRACO	Grupo de Automação e Controle
GTAW	<i>Gas Tungsten Arc Welding</i>
IMS	<i>International Measuring System</i>
MAG	<i>Metal Active Gas</i>
MB	Metal de Base
MC	<i>Metal Cored</i>
MIG	<i>Metal Inert Gas</i>
MEV	Microscópio Eletrônico de Varredura
UnB	Universidade de Brasília
UNS	<i>Unified Numbering System</i>
SAW	<i>Submerged Arc Welding</i>
SFSA	<i>Steel Founder's Society of America</i>
TIG	<i>Tungsten Inert Gas</i>
TTPS	Tratamento Térmico Pós Soldagem
ZF	Zona Fundida
ZTA	Zona Termicamente Afetada

1 INTRODUÇÃO

Este capítulo apresenta a motivação do trabalho de graduação, partindo da contextualização do tema proposto, definindo, em seguida, o problema em estudo, os objetivos do projeto, a metodologia seguida para o alcance destes objetivos e a estrutura geral do trabalho.

1.1 CONTEXTUALIZAÇÃO

Rotores e componentes de turbinas hidráulicas podem ser construídos de diferentes formas e com diferentes materiais. Estão também submetidos aos danos em serviço provocados por cavitação e fadiga normalmente observados durante a vida útil destas máquinas, Figura 1.1.

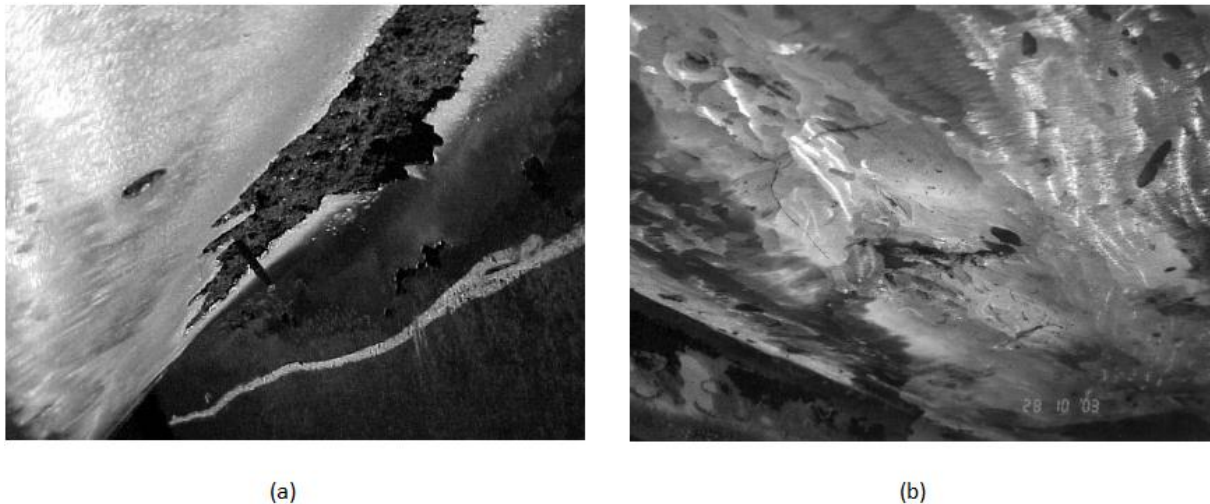


Figura 1.1: Danos em palhetas de rotores construídas em aço C-Mn e revestidas com aço inoxidável austenítico ocasionados por erosão por cavitação em uma turbina tipo Francis (a) e danos de mesma natureza em uma turbina Kaplan construída em aço inoxidável martensítico macio (b) (VAZ, 2004)

O avanço tecnológico na área de Ciência dos Materiais, com as novas técnicas de refino e controle dos elementos constituintes de suas composições químicas, possibilitou o surgimento de novas ligas de aço capazes de suportar ambientes corrosivos, desgastes provocados por cavitação e altas temperaturas conservando ainda boas propriedades mecânicas e melhores condições de soldabilidade.

Uma nova categoria de aços inoxidáveis martensíticos apresentando menores teores de carbono e maiores concentrações de elementos de liga como o níquel foi desenvolvida com o objetivo de aumentar a limitada soldabilidade dos aços inoxidáveis martensíticos para construção e reparo de turbinas hidráulicas e seus componentes, que apresentavam problemas durante a solidificação. Nesta nova classe de aços, destacou-se a utilização do aço inoxidável de especificação CA6-NM, devido às suas atrativas propriedades mecânicas e características de solidificação que possibilitavam fundições

de maiores proporções e melhor qualidade, assim como processos de construção e reparo por soldagem facilitados. Esta liga foi então substituindo os aços carbono utilizados anteriormente com revestimentos de solda inoxidáveis austeníticos, nas regiões propensas à cavitação. Apesar de ter um custo mais elevado quando comparado aos aços carbono, o CA6-NM facilitava as operações de reparo durante as manutenções e reduzia sua frequência, diminuindo o tempo de parada da máquina.

Ultimamente, a maioria das turbinas hidráulicas de grandes dimensões utilizadas para a geração de energia elétrica no Brasil e no mundo está sendo fabricada pela fundição do aço CA-6NM (CARDOSO et al., 2003), em partes separadas e unidas posteriormente por processos de soldagem.

Os danos apresentados principalmente nas pás de turbinas geradoras, causados por fenômenos físicos de erosão por cavitação e trincas de fadiga são, também, normalmente reparados utilizando-se procedimentos de soldagem.

Uma vez que os componentes de turbinas hidráulicas envolvem seções de grandes espessuras, as soldas realizadas para o preenchimento das juntas, seja para construção ou reparo, são feitas em vários passes, depositando cordões de solda sequenciais.

Nota-se, portanto, a importância de se estudar o comportamento destas ligas e dos metais de solda depositados, quando estes são submetidos à múltiplos ciclos térmicos de soldagem.

Neste contexto, estudos estão sendo realizados na Universidade de Brasília em parceria com a Eletronorte para verificar as possíveis variações microestruturais do metal de base CA6-NM e do metal de deposição 410 NiMo decorrente dos seguidos ciclos térmicos a que ambos são submetidos.

Estes estudos contemplam ensaios de soldagem assistidos por termografia e, portanto, a correta determinação das propriedades radiantes da superfície dos materiais e seu comportamento com a temperatura é crucial para a correta determinação da temperatura por dispositivos radiométricos como câmeras termográficas e sensores pontuais infravermelhos.

1.2 DEFINIÇÃO DO PROBLEMA

O problema nas aplicações de termografia e medições de temperatura sem contato é a correta determinação da emissividade do material a ser ajustada nos dispositivos radiométricos, para que a temperatura lida no dispositivo seja o mais próximo possível da temperatura real da superfície emissora de radiação. Dentre os fatores que influenciam a correta medição de temperatura, como a existência de um meio gasoso entre o dispositivo e a peça observada, por exemplo, a emissividade do material é a principal responsável pela correta medição de temperatura, principalmente para temperaturas elevadas (FLIR Systems, 2004).

1.3 OBJETIVOS DO PROJETO

O objetivo deste projeto é validar uma metodologia experimental para determinação da emissividade de superfícies com diferentes condições de acabamento e de diferentes materiais, em particular para o aço CA6-NM e para o metal de deposição 410 NiMo, e investigar o comportamento dessa propriedade radiante em elevadas temperaturas próximas a 1000°C em fases de aquecimento e resfriamento, sob diferentes condições de proteção gasosa.

1.4 METODOLOGIA DO PROJETO

Para o alcance dos objetivos propostos, foi feita inicialmente uma revisão bibliográfica dos assuntos pertinentes ao tema em estudo. Em seguida, idealizou-se um aparato experimental para a realização dos ensaios de emissividade. O aparato foi então construído e os instrumentos de medição foram instalados e devidamente calibrados para a realização dos ensaios. Foi feita a comunicação dos instrumentos com o aplicativo para o controle e aquisição dos dados e, finalmente, os ensaios de aquecimento e resfriamento foram realizados.

1.5 ESTRUTURA DO TRABALHO

Este trabalho está dividido em seis capítulos. O capítulo 1 introduz o tema proposto, descreve o problema em estudo, lista os objetivos do projeto e define uma metodologia seguida no projeto para o alcance dos objetivos propostos.

O capítulo 2 aborda os principais conceitos envolvidos no contexto deste trabalho, como os materiais utilizados para fabricação de rotores hidráulicos, as características do aço em estudo, as técnicas de construção e reparo das turbinas por soldagem, as características do metal de deposição, os conceitos fundamentais sobre radiação térmica, uma revisão sobre medição de temperatura com e sem contato, os métodos usuais para determinação da emissividade e uma revisão sobre resistência de contato.

O capítulo 3 descreve os materiais, a metodologia e os procedimentos empregados no experimento para a determinação da emissividade de diferentes amostras dos materiais em estudo sob diferentes condições superficiais em temperaturas próximas a 1000°C nas fases de aquecimento e resfriamento.

O capítulo 4 apresenta os resultados comentados obtidos no experimento, o capítulo 5 as conclusões e o capítulo 6 as sugestões para trabalhos futuros.

2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

Este capítulo engloba uma revisão sobre os principais materiais utilizados para fabricação de rotores hidráulicos destacando, posteriormente, as características do aço ASTM A743 grau CA6-NM, os métodos de construção e reparo das turbinas hidráulicas, as características do metal de deposição 410 NiMo, os fundamentos da radiação térmica, os métodos empregados para determinação da emissividade e uma revisão sobre a resistência de contato.

2.1 MATERIAIS PARA FABRICAÇÃO DE ROTORES HIDRÁULICOS

Materiais comumente utilizados para fabricação de turbinas incluem chapas de aço carbono, fundições em aço carbono, chapas de aço inoxidável, fundições em aço inoxidável martensítico e austenítico, revestimentos em aço inoxidável e fundições em alumínio-bronze (EPRI, 1986).

2.1.1 Chapas de aço carbono

As chapas de aço carbono são aços ASTM A285 Grau B, ASTM A516 Grau 65, 70, 75, ASTM A283 e ASTM A36 (para revestimento do tubo de sucção). Estes materiais são utilizados em todos os componentes de turbinas de construção de chapa de aço. Elas são de resistência baixa a intermediária e a resistência à cavitação que é típica de aço carbono (EPRI, 1986).

2.1.2 Fundições em aço carbono

As fundições em aço carbono incluem os aços ASTM A27 Grau 65-35 ou 70-40, e ASTM A216 Grau WCC. Estes materiais são comumente usados para os rotores de turbinas e palhetas. As fundições do ASTM A216 são de resistência um pouco maior do que o mais comumente usado ASTM A27. O aço ASTM A216 é, portanto, o material utilizado quando uma elevada resistência mecânica é necessária (EPRI, 1986).

2.1.3 Chapas de aço inoxidável

As chapas de aço inoxidável compreendem os aços ASTM A167 Tipo 304, ASTM A240 Tipo 304. Este material é usado em todos os componentes da turbina de construção em chapas de aço. Estes materiais são aços inoxidáveis austeníticos 18% wp Cr-8% wp Ni, facilmente soldáveis e de resistência mecânica equivalente ao aço carbono de baixa resistência (EPRI, 1986).

2.1.4 Fundições em aço inoxidável

As fundições em aço inoxidável martensítico incluem os aços ASTM A487 Grau CA-6NM e ASTM A743 Grau CA-6NM. Fundições do CA-6NM são comumente usadas para a fabricação de

turbinas hidráulicas. Estes materiais são aços inoxidáveis martensíticos 13%wp Cr-4%wp Ni desenvolvidos no início dos anos 1960 como uma alternativa para o aço inoxidável CA-15 (EPRI, 1986).

O CA-6NM tem melhores propriedades quanto à fundição e soldabilidade em relação ao CA-15. No entanto, na soldagem do CA-6NM um pré-aquecimento relativamente elevado e um tratamento térmico após a soldagem são necessários para evitar trincas se o material de solda martensítico é usado. Reparos em campo com material de solda austeníticos são viáveis com pré-aquecimento mínimo e nenhum tratamento térmico posterior, no entanto, o material depositado não tem a mesma resistência que o material base de CA-6NM (EPRI, 1986).

Este material é de relativamente alta resistência mecânica e tem uma resistência à cavitação comparável às chapas de aço inoxidável 304 (EPRI, 1986).

Por causa do teor relativamente baixo de cromo e níquel, o material está sujeito à corrosão em água salgada ou um ambiente corrosivo semelhante. Em algumas instalações, acredita-se que a corrosão do aço CA-6NM é resultado de contaminação da superfície do material durante o processo de fabricação. Para aplicação em água salgada, um aço inoxidável martensítico de maior teor de cromo (16-5) foi desenvolvido. Este material não tem uma designação ASTM, no entanto, tem características de resistência e cavitação semelhantes ao material CA-6NM (EPRI, 1986).

As fundições em aço inoxidável austenítico são feitas em aço ASTM A487 Grau CF-3, CF-3M, CF-8, CF-8M e ASTM A743 Grau CF-3, CF-3M, CF-8 e CF-8M. Estes materiais são aços austeníticos contendo 18%wp Cr-8%wp Ni e também são utilizados em rotores e palhetas. Fundições destes materiais são facilmente soldadas em campo e são mais resistentes à corrosão do que o aço inoxidável CA-6NM. Entretanto, o material austenítico é menos resistente que o CA-6NM e o aço inoxidável martensítico 16%wp Cr-5%wp Ni, e é mais caro por conta do elevado conteúdo de níquel e das dificuldades de fundição. Dessa forma, as fundições em CA-6NM são mais frequentemente usadas (EPRI, 1986).

2.1.5 Revestimentos em aço inoxidável

Nos revestimentos em aço inoxidável são empregados os materiais de deposição E308, E308L, E309 e E309L. O revestimento em aço inoxidável usando o material de solda austenítico inoxidável 308 ou 309 é comum em áreas propensas à cavitação nos componentes das turbinas de aço carbono. O revestimento é usualmente de 1/8 de polegada (3mm) ou 3/16 de polegada (5mm) de espessura mínima e tem resistência à cavitação igual ou melhor que as fundições e chapas em aço inoxidável (EPRI, 1986).

O metal de deposição 309 é usado em áreas profundamente escavadas como uma primeira passagem acima do aço carbono para reduzir a possibilidade de trinca da solda (EPRI, 1986).

2.1.6 Fundições em alumínio-bronze

As fundições em alumínio-bronze são feitas com a liga ASTM B148 Grau 955. Este material pode ser usado como uma alternativa ao aço inoxidável fundido e tem comparável resistência à cavitação. Entretanto, alumínio-bronze tem menor resistência mecânica e grandes fundições são mais custosas. Além disso, soldagens fora de posição são mais difíceis, causando problemas para o trabalho de reparo em campo. O uso de alumínio-bronze é restrito a pequenos rotores e, mais comumente, a rotores de bombas. Para aplicações em água salgada o alumínio-bronze oferece melhor resistência à corrosão do que o aço inoxidável CA-6NM (EPRI, 1986).

2.2 AÇO INOXIDÁVEL MARTENSÍTICO ASTM A743 GRAU CA-6NM

O aço inoxidável martensítico ASTM A743 grau CA-6NM surgiu nos anos 60, desenvolvido conjuntamente com uma nova classe de aços inoxidáveis martensíticos conhecida como aços inoxidáveis martensíticos macios (AIMM).

2.2.1 Aços inoxidáveis martensíticos macios

Esta nova classe de aços surgiu da necessidade de aumentar a limitada soldabilidade dos aços inoxidáveis martensíticos, para a fabricação e reparo de rotores de turbinas hidráulicas e aumentar a resistência à cavitação durante a operação destes equipamentos mediante a redução do teor de carbono e adição adequada de níquel (HENKE, 1998) (ALLENSTEIN, 2007).

Estas ligas possuem composições químicas contendo um teor de carbono máximo de 0,08% wp, 12 a 17% wp Cr, 3,5 a 6% wp Ni e até 2,5% wp Mo. Estruturas totalmente martensíticas são obtidas mesmo para velocidades de resfriamento extremamente lentas, da ordem de 30 horas, durante a têmpera (ALLENSTEIN, 2007). Componentes com até 1000 mm de espessura apresentam estrutura 100% martensítica após o resfriamento ao ar (PEREIRA, 2000). A Figura 2.1 ilustra a estrutura martensítica de um aço CA-6NM em estado “como fundido” (ASM I. , 2004).

O desenvolvimento de tais ligas foi motivado principalmente pela necessidade de se diminuir os defeitos causados durante a solidificação. Notava-se a formação de trincas à quente e a frio, como também segregações e micro-rechupes. Isto se traduzia em numerosos defeitos de fundição e baixa soldabilidade que prejudicavam as operações de soldagem durante o reparo e construção da peça (ALLENSTEIN, 2007).

Observou-se que a possibilidade de surgimento de trincas a quente era reduzida com a limitação do teor de carbono na composição química destas ligas. Aços com menores teores de carbono apresentavam uma redução do intervalo “sólidus-líquidus” e, portanto, reduzia-se também a ocorrência de defeitos de solidificação (VAZ, 2004).

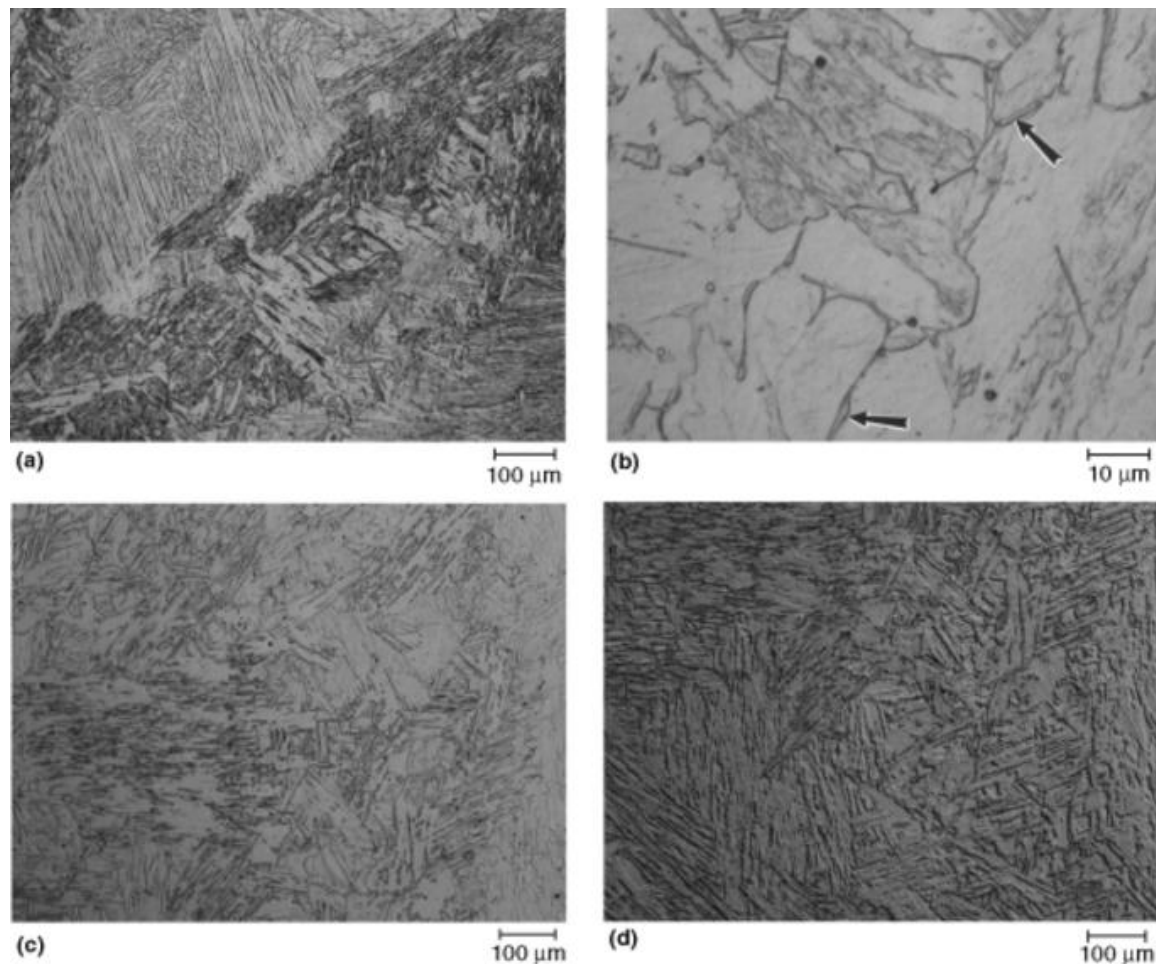


Figura 2.1: Microestrutura martensítica do aço CA-6NM em estado “como fundido” contendo um pouco de ferrita- δ (ver setas em b). (a) e (b) atacados com o reagente Ralph. (c) e (d) atacados com 15 HCl-10 ácido acético - 10 HNO₃. (d) Mesmo campo mostrado em (c) mas revelado com o contraste diferencial de interferência Nomarski (ASM I. , 2004)

O níquel adicionado nestas ligas provoca o aumento do campo austenítico no diagrama de fase pseudobinário e abaixamento das temperaturas de início e fim da transformação martensítica (STRAUBE, 1988). Este melhora ainda a ductilidade e a resistência ao impacto da liga (ALLENSTEIN, 2007).

A adição de molibdênio incrementa a resistência à corrosão em meios mais agressivos e melhora o comportamento da liga quanto a temperabilidade (ALLENSTEIN, 2007). Entretanto a presença de molibdênio na liga provoca estabilização da ferrita- δ , reduzindo conseqüentemente sua tenacidade (VAZ, 2004).

Desta nova categoria de aços inoxidáveis martensíticos macios, o mais utilizado na fabricação de componentes de turbinas hidráulicas, a exemplo dos rotores, é o ASTM A743 grau CA-6NM¹ (AKHTAR, 1986). É também o aço utilizado como metal de base nos experimentos de soldagem do presente estudo.

¹ Também é designado pela *Unified Numbering System* (UNS) como UNS J91540

2.2.2 Nomenclatura

Os aços inoxidáveis fundidos são mais frequentemente especificados com base em sua composição utilizando o sistema de designação do *High Alloy Product Group of the Steel Founders' Society of America*, grupo que substituiu o ACI (*Alloy Casting Institute*) que anteriormente administrava estas designações (ASM, 1993).

A primeira letra da designação indica se a liga é para resistir à corrosão (C) ou para resistir à alta temperatura (H). A segunda letra indica aproximadamente a razão de níquel para cromo com o crescente aumento desta razão com a ordem alfabética. O número imediatamente após o hífen indica o teor de carbono da liga em centésimos de uma percentagem em peso. Para as ligas resistentes à corrosão, o teor de carbono indicado é o máximo permissível. Para as ligas resistentes à alta temperatura, o teor de carbono identificado representa o “meio termo”, com uma variação permissível de $\pm 0,05\% \text{wp}$. Finalmente, se outros elementos de liga estão presentes, estes são indicados pela adição de uma ou mais letras como sufixo (ASM, 1993). A Figura 2.2 mostra graficamente o sistema de designação da liga com base nos conteúdos de Cr e Ni conforme mencionado anteriormente.

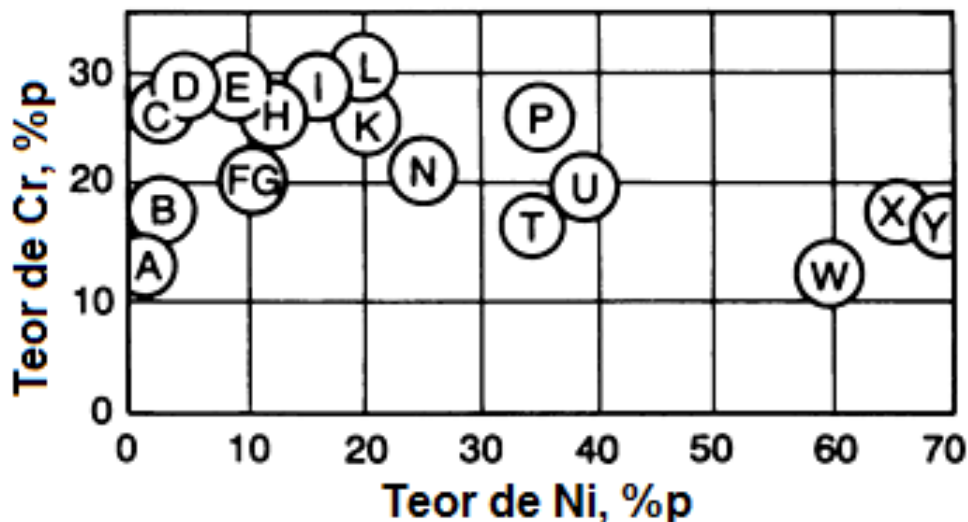


Figura 2.2: Esquemático para nomenclatura das ligas de aço inoxidável resistentes à corrosão e resistentes a à alta temperatura com base nas faixas de teores de Ni e Cr. As letras nos círculos representam a segunda letra no sistema de designação (ASM, 1993)

2.2.3 Propriedades

A composição química da liga é apresentada na Tabela 2.1, as propriedades mecânicas mínimas requeridas pela norma ASTM A743 são mostradas na Tabela 2.2, as propriedades mecânicas típicas do aço CA-6NM na condição mais usual de temperado e revenido são ilustradas na Tabela 2.3 e as propriedades físicas são apresentadas na Tabela 2.4.

Tabela 2.1: Composição química da liga CA-6NM (ASTM, 2006).

Elemento	% em peso (%wp)
C	0,06 _{máx.}
Mn	1,00 _{máx.}
Si	1,00 _{máx.}
P	0,04 _{máx.}
S	0,03 _{máx.}
Cr	11,50 – 14,00
Ni	3,50 – 4,50
Mo	0,40 – 1,00

Tabela 2.2: Propriedades mecânicas da liga CA-6NM tipo 12% wp Cr e 4% wp Ni requeridas pela norma ASTM A743 (ASTM, 2006).

Resistência à tração	Resistência ao escoamento	Alongamento em 50 mm	Redução de área
(MPa)	(MPa)	(%)	(%)
755 _{mín.}	550 _{mín.}	15 _{mín.}	35 _{mín.}

Tabela 2.3: Propriedades mecânicas da liga CA-6NM na condição de fundido, temperado acima de 955 °C, resfriado ao ar, e revenido (ASM, 1996 apud ALLENSTEIN, 2007).

Resistência à tração (MPa)	Resistência ao escoamento (MPa)	Alongamento em 50 mm (%)	Redução de área (%)	Dureza (HB)	Charpy “V” (J)
827	689	24	60	269	94,9

Tabela 2.4: Propriedades físicas do aço de fundição CA-6NM (SFSA, 2004).

Propriedades físicas do aço de fundição CA-6NM		
Módulo de Elasticidade (GPa)		199,95
Densidade (g/cm ³)		7,69
Calor específico (kJ/kg.K)	a 21°C	0,46
Resistividade elétrica (μ.Ω.m)	a 21°C	0,78
Ponto de fusão, aproximado (°C)		1510
Permeabilidade magnética		Ferromagnético
Condutividade térmica (W/m.K)	a 100°C	25,1
	a 538°C	28,9
Coeficiente de expansão térmica linear médio (μm/m.K)	21°C a 100°C	10,8
	21°C a 538°C	12,6

Fundições do aço CA-6NM apresentam boas propriedades de usinabilidade e soldagem se técnicas apropriadas forem empregadas. A liga é magnética e tem um coeficiente de expansão térmica ligeiramente inferior do que os aços carbono. A condutividade térmica é aproximadamente 45% inferior quando comparada aos aços carbono, mas quase 60% superior do que as ligas do tipo CF. A resistividade elétrica é por volta de cinco vezes a do aço carbono (SFSA, 2004).

Embora as propriedades de resistência à tração do CA-6NM sejam comparáveis à do aço CA15, a resistência ao impacto é cerca de duas vezes mais alta, assim como a resistência aos danos causados pelo efeito da cavitação (SFSA, 2004). A Figura 2.3 mostra a região do gráfico que contém dados experimentais de energia de impacto de ensaio Charpy com entalhe V em relação à temperatura.

A resistência à corrosão, particularmente a resistência à corrosão por sulfeto, pode ser obtida com menores teores de carbono como na liga de grau CA-6NM classe B (ASTM A487). Um menor teor de carbono, como o da liga mencionada, permite tratar termicamente a uma dureza máxima menor, assim como a resistência, mas resulta em uma maior resistência à corrosão, em particular, ao trincamento por corrosão por sulfeto (SFSA, 2004).

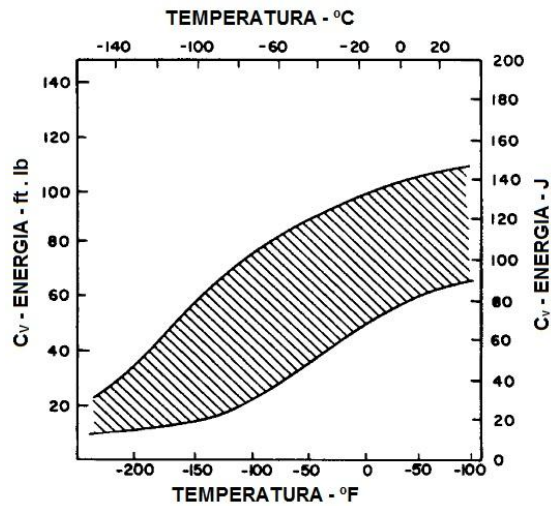


Figura 2.3: Faixa de dados experimentais de energia de impacto Charpy (entalhe V) com a temperatura (SFSA, 2004)

2.2.4 Tratamentos térmicos

O aço CA-6NM é normalmente utilizado na condição de normalizado e temperado, na qual a microestrutura é 100% martensítica. Esta liga pode conter quantidades apreciáveis de austenita retida, por que esta estrutura fornece a combinação ótima de resistência, ductilidade, dureza e tenacidade. Variações no tratamento térmico podem ser selecionadas para realçar uma ou mais destas propriedades (SFSA, 2004).

Uma seção vertical do diagrama Fe-Cr-Ni é apresentada na Figura 2.4 para uma relação fixa de Cr/Ni de 3:1. Pode-se verificar que a transformação α/γ para o aço em estudo contendo cerca de 12% Cr e 4% Ni é concluída para temperaturas superiores a 700°C.

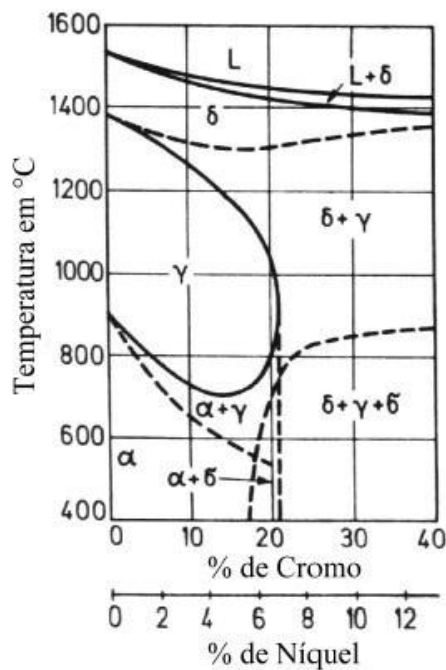


Figura 2.4: Diagrama de fases Fe-Cr-Ni, para razão fixa de Cr/Ni de 3:1 (FOLKHARD, 1988)

A Figura 2.5 apresenta o diagrama de transformação de fase em resfriamento contínuo do aço CA-6NM. Diagramas como este representam as curvas de resfriamento do aço para diferentes taxas de resfriamento e indicam o início de transformação dos constituintes. Observa-se que mesmo para taxas de resfriamento muito lentas (tempos acima de 24 horas) não há formação de outro microconstituente senão a martensita, pois nenhuma outra curva de transformação da austenita envolvendo difusão (em ferrita, perlita ou bainita) é representada no diagrama (ALLENSTEIN, 2007).

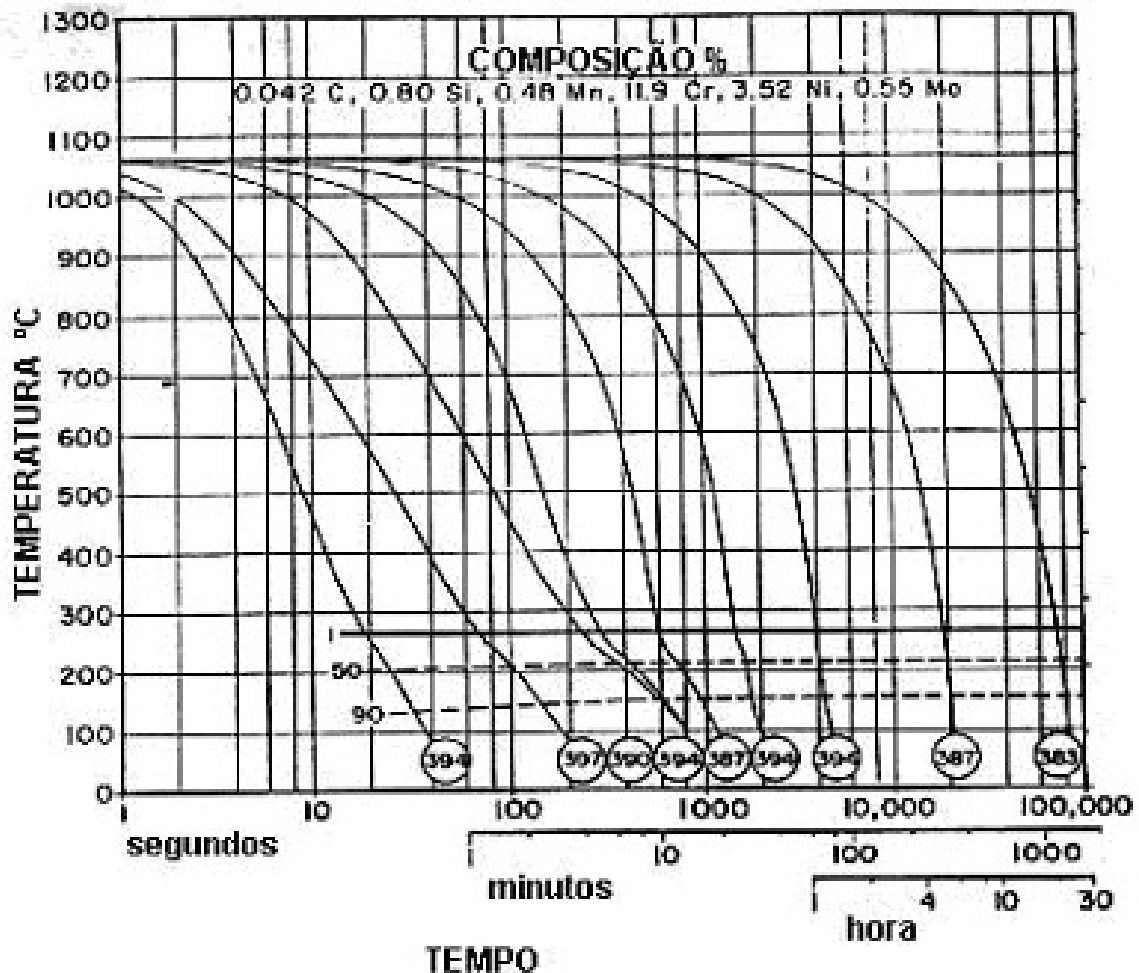


Figura 2.5: Diagrama de transformação de fase em resfriamento contínuo do aço CA-6NM (CRAWFORD, 1974)

A liga é endurecida pelo aquecimento entre 1038°C e 1066°C seguido de resfriamento em ar ou óleo. Os fundidos devem ser resfriados abaixo da temperatura final da martensita (M_f), que varia com a composição do aço, sendo de 95°C para o aço CA-6NM (GRACIOSO, 2003), antes de qualquer revenimento intermediário opcional e antes do revenimento final. Em seguida, eles devem ser revenidos o mais cedo possível. Dependendo dos requisitos de resistência, a liga é revenida a 316°C ou mais comumente no intervalo de 593°C a 621°C (SFSa, 2004).

O revenimento justifica-se pelo fato destes aços, apesar de possuírem um baixo teor de carbono, possuírem baixa tenacidade na condição temperada (inferior a 35 J na temperatura ambiente) (GONÇALVES, 2007) (VAZ, 2004) (HENKE, 1998). Quando realizado nesta faixa de temperatura,

garante a melhor tenacidade mediante a formação de até 30% de austenita estável e finamente dispersa, a qual durante o resfriamento não se transforma em martensita (GONÇALVES, 2007) (HENKE, 1998) (GRACIOSO, 2003).

O revenimento em temperaturas próximas a 482°C deve ser evitado por que resultará em baixa tenacidade. Alguma reaustenização pode ocorrer, com a formação de austenita instável (GONÇALVES, 2007) se o revenimento for realizado acima de 649°C e, com o resfriamento, a microestrutura pode conter martensita não temperada (SFSA, 2004), elevando os limites de resistência e escoamento e piorando a tenacidade (NIEDERAU, 1977).

Duplos revenimentos são empregados para alcançar valores de dureza inferiores a 22 HRC para fundições projetadas para ambientes úmidos contendo H₂S. Um revenimento duplo típico consiste em um revenimento a 677°C seguido de outro a 607 °C (SFSA, 2004).

Maiores valores de dureza e resistência são obtidos com o revenimento a 316°C, entretanto, a resistência ao impacto é reduzida pela metade e a ductilidade diminui 12%. Os tempos para austenitização e têmpera variam com a espessura das seções do fundido, mas devem ser suficientemente longos para aquecer todas as seções a uma temperatura uniforme (SFSA, 2004).

A têmpera realizada a partir de elevadas temperaturas de austenitização, como 1150°C, apresenta a maior resistência mecânica, pois, segundo Gracioso (2003), há predomínio do efeito da dissolução de carbonetos em temperaturas elevadas, em relação ao efeito de uma microestrutura mais grosseira, proveniente de um maior tamanho de grão austenítico.

2.2.5 Austenita residual

Há três tipos de austenita nos aços inoxidáveis martensíticos macios (FOLKHARD, 1988). A primeira, austenita residual, é devida a transformação austenítica γ/α em elevadas taxas de resfriamento. A segunda é a austenita fina, dispersa de forma estável, que precipita durante o revenimento quando este é realizado a temperaturas inferiores a 615°C. Esta austenita pode evoluir para a austenita instável, dependendo da temperatura de revenimento. Por fim, tem-se a austenita instável, conforme mencionado, que se transforma em martensita durante o resfriamento após o revenimento (FOLKHARD, 1988).

Resumidamente, pode-se afirmar que o revenimento tem papel decisivo para garantir a boa tenacidade do material. Esta propriedade está ligada à formação de martensita revenida e de uma austenita estável finamente distribuída. Esta austenita, estável mesmo em baixíssimas temperaturas da ordem de -196°C, é formada em temperaturas de revenimento acima de 550°C e não se transforma em martensita durante o resfriamento do revenimento. Para revenimentos acima de 615°C, a quantidade de austenita estável decresce, e esta evolui para a austenita instável, a qual é novamente susceptível à transformação martensítica (FOLKHARD, 1988).

O percentual de austenita formada, em função da temperatura de revenimento é ilustrado graficamente na Figura 2.6. Observa-se o início da formação da austenita à 550°C com seu progressivo aumento com a temperatura (CRAWFORD, 1974).

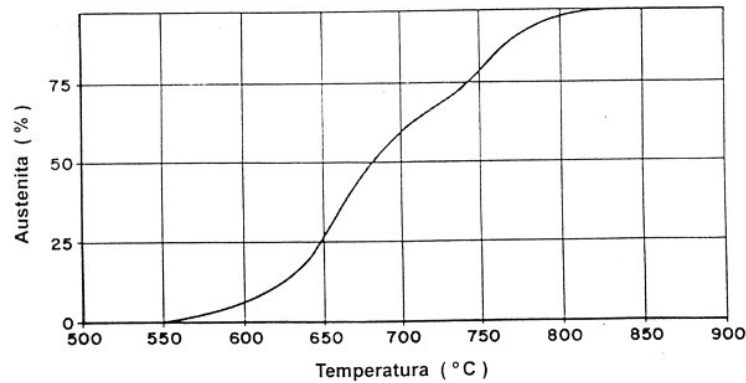


Figura 2.6: Variação do percentual de austenita formada em função da temperatura de revenimento do aço CA-6NM temperado (CRAWFORD, 1974)

A Figura 2.7 também mostra a variação do percentual de austenita com a temperatura de revenimento segundo outra referência (NIEDERAU, 1977) e apresenta a consequente variação das propriedades mecânicas como a energia de absorção de impacto do ensaio Charpy e limites de resistência à tração (σ_r) e escoamento (σ_e).

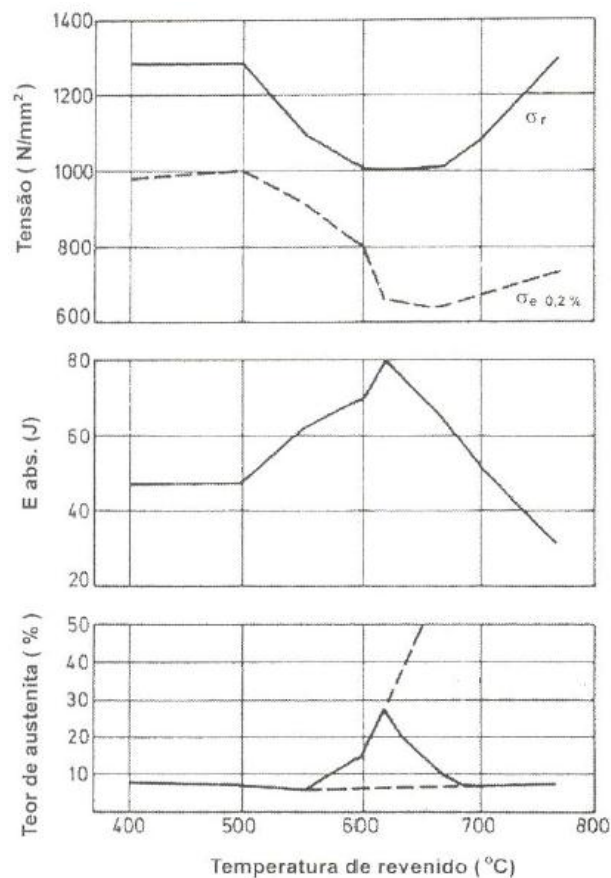


Figura 2.7: Variação do percentual de austenita, limite de resistência (σ_r), limite de escoamento (σ_e 0,2%) e energia absorvida no ensaio Charpy do aço CA-6NM em função da temperatura de revenimento (NIEDERAU, 1977)

2.3 CONSTRUÇÃO E REPARO DE TURBINAS HIDRÁULICAS

Como citado na seção 2.1, diferentes materiais e métodos são utilizados na fabricação de componentes de turbinas hidráulicas. As turbinas podem ser fabricadas como uma peça de fundição, componentes fundidos e soldados, componentes fabricados e soldados entre si, ou uma combinação de componentes fundidos, componentes fabricados e soldados. Certas áreas do rotor mais propensas à erosão por cavitação podem ainda ser revestidas com material de solda resistente à este tipo de dano (EPRI, 1986).

O projeto básico do rotor e a escolha entre os diversos métodos disponíveis de construção é uma função do estado-da-arte da ciência de materiais, do custo de materiais, da fabricação e dos custos de fundição, bem como do serviço previsto da máquina (EPRI, 1986) (VAZ, 2004).

2.3.1 Histórico

Antigamente, as turbinas hidráulicas e seus acessórios eram feitas por fundição do aço ASTM A27, um aço carbono-manganês (C-Mn) com aproximadamente 0,2% wp de carbono. As partes da turbina que eram mais suscetíveis à erosão por cavitação eram cobertas por um revestimento de solda ou placagem de material inoxidável austenítico. Este material possuía um limite de escoamento de 250 MPa, baixa resistência à corrosão e erosão por cavitação e baixa soldabilidade, quando comparados aos AIMM (GONÇALVES, 2007).

Por estes motivos, na década de 70 os AIMM passaram a ser utilizados na fabricação destes componentes, sendo o mais comumente utilizado o aço de especificação ASTM A743 CA-6NM. O limite de escoamento mínimo de 500 MPa deste aço possibilitou maior economia na construção de componentes de turbinas e maior eficiência das mesmas por serem necessárias menores espessuras para as mesmas condições de operação (VAZ, 2004) (AKHTAR, 1986).

Estes materiais passaram a ser utilizados na construção de turbinas e seus componentes no Brasil a partir dos anos 80, quando as matrizes européias das empresas fabricantes de componentes hidráulicos passaram a determiná-los em seus projetos (VAZ, 2004).

2.3.2 Construção

Quando se trata de grandes rotores para utilização em usinas hidrelétricas a construção geralmente é feita pela fundição de partes menores e posterior união por soldagem. A alternativa mais utilizada atualmente pelos fabricantes é a fundição do aço CA-6NM (CARDOSO et al., 2003), pois apesar de mais caro em relação ao A27, ele dispensa o procedimento de revestimento das partes da turbina propensas à cavitação com material inoxidável austenítico resistente. Este procedimento aumenta os custos de produção do componente e prejudica o perfil hidrodinâmico do mesmo, que afeta diretamente a eficiência do equipamento em operação (VAZ, 2004).

O uso do CA-6NM é justificado ainda, pelo melhor desempenho em operação devido ao reduzido número de paradas para reparos de danos gerados pela cavitação e a possibilidade de alterações de projeto visando reduzir os custos de fabricação (VAZ, 2004).

Devido às grandes dimensões envolvidas na construção de turbinas hidráulicas e seus componentes, o processo de fundição em areia continua sendo o único economicamente viável (AKHTAR, 1986). As posteriores operações de usinagem e acabamento são muito dispendiosas, exigindo grande tecnologia e controle devido às geometrias extremamente complexas e assimétricas envolvidas (AKHTAR, 1986).

Peças de CA-6NM podem ser fundidas satisfatoriamente para espessuras acima de 3/16 polegadas (4,8mm) (SFSA, 2004), porém, mesmo com técnicas avançadas de refino como o processo de dessulfuração AOD (*Argon Oxygen Decarburization*), a fundição da turbina como uma peça única é inviável por conta das grandes massas, dimensões e a dificuldade de obtenção de uma peça livre de impurezas durante a solidificação (AKHTAR, 1986).

Mudanças drásticas de seção do fundido devem ser evitadas sempre que possível (SFSA, 2004) e o controle da qualidade e tolerância dimensional da peça, necessárias para a obtenção de um bom perfil hidrodinâmico, tornam-se cada vez mais difíceis de obter com o crescente tamanho e complexidade da peça. Desta forma, a opção geralmente adotada é a fundição dos componentes do rotor separadamente e posterior união através de soldagem (AKHTAR, 1986) (GONÇALVES, 2007), como exemplifica a Figura 2.8 a, b e c.

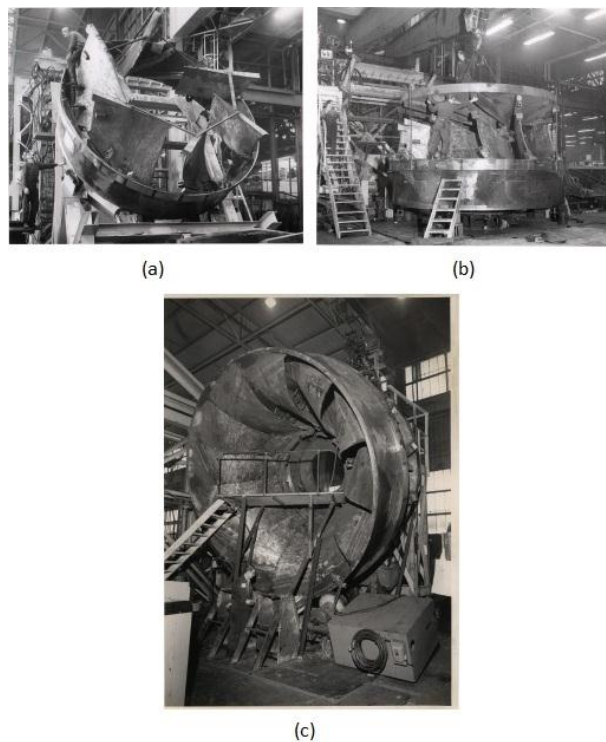


Figura 2.8: Estágios de montagem de uma turbina Francis. Montagem parcial e alinhamento das pás da turbina (a), montagem do topo com assistência de uma máquina de elevação (b) e inspeção final da qualidade da solda (c) (<http://johnstewartbooks.weebly.com/profile-page-john-p-stewart.html>)

Na soldagem, o processo mais usualmente utilizado é a soldagem convencional ou pulsada com arames sólidos e arames tubulares com fluxo metálico (GMAW - *Gas Metal Arc Welding*) ou arames tubulares com fluxo não metálico (FCAW - *Flux Cored Arc Welding*) (AKHTAR, 1986). Processos mecanizados que proporcionam altas taxas de deposição, como a soldagem por eletro escória (ESW - *Eletro Slag Welding*) ou arco submerso (SAW - *Submerged Arc Welding*), também tem sido empregadas ultimamente nas aplicações envolvendo juntas de grandes espessuras (THALBERG, 2002) (GONÇALVES, 2007).

As turbinas hidráulicas são geralmente desenvolvidas para atender a uma vida útil de aproximadamente 60 anos. Neste período, são realizadas paradas para manutenção preventiva e preditiva e paradas forçadas, devido a circunstâncias não previstas, estas últimas podendo vir gerar altos custos. Cerca de metade das paradas programadas são para manutenção de equipamentos elétricos e a outra metade para a manutenção de turbinas e de seus respectivos componentes (AKHTAR, 1986) (GONÇALVES, 2007).

2.3.3 Reparo

Os rotores são submetidos ao reparo quando surgem sinais de erosão por cavitação e trincas de fadiga (AKHTAR, 1986) (CARDOSO et al., 2003), e podem ainda ser reparados eventualmente devido à imperfeições durante a fundição (THALBERG, 2002). A causa mais frequente das paradas é o dano cavitacional, pois este modifica o perfil hidrodinâmico de tal forma a introduzir tensões dinâmicas no rotor e em suas estruturas associadas, diminui a eficiência da máquina de fluxo e reduz a vida útil do equipamento, apesar das trincas por fadiga serem vistas com maior preocupação, dado o risco inerente de falha catastrófica. Paradas forçadas são raramente causadas por causa da erosão por cavitação, porém, gasta-se muito mais tempo em uma parada programada para manutenção para reparar os danos causados por este fenômeno. (AKHTAR, 1986) (GONÇALVES, 2007).

As partes danificadas são recuperadas através de soldagem embora a técnica de recobrimento por aspersão térmica também tem sido utilizada mais recentemente (VAZ, 2004). Para a recuperação, vários processos de soldagem podem ser utilizados, sendo os mais comuns, os processos de reparo com eletrodo revestido (SMAW - *Shielded Metal Arc Welding*), ou os mais empregados atualmente, a soldagem convencional ou pulsada com arames sólidos e tubulares com fluxo metálico (GMAW) e não metálico (FCAW) (AKHTAR, 1986; VAZ, 2004; THALBERG, 2002; CARDOSO, et. al., 2003). Fatores como os custos da mão-de-obra, equipamentos, consumíveis, posição de soldagem e acessibilidade devem ser levados em conta na seleção do melhor processo para reparo (THALBERG, 2002).

O procedimento de reparo por soldagem exige grande habilidade do soldador. Tendo em vista que a erosão por cavitação ocorre em pontos de difícil acesso, estes soldadores de reparo de turbinas hidráulicas são forçados a trabalharem em condições extremamente desfavoráveis, muitas vezes com

acesso limitado ou bloqueado por peças adjacentes, obrigando-os muitas vezes a segurar a tocha de uma maneira diferente da usual, além de terem que fazer movimentos complexos necessários para o enchimento das superfícies desgastadas, predominantemente nas posições horizontal, vertical e sobrecabeça (AKHTAR, 1986) (GONÇALVES, 2007).

Eles devem ainda garantir que haja boa penetração, evitar a ocorrência de mordeduras e prevenir possíveis defeitos de falta de fusão, inclusões de escória e porosidade (AKHTAR, 1986), que tem influência negativa na resistência à cavitação, reduzindo o tempo de incubação e elevando a taxa de erosão (BUSCHINELLI et al., 1996).

A utilização de arames tubulares ao invés dos sólidos apresentam certas vantagens que justificam seu crescente uso nas operações de reparos das turbinas. As vantagens incluem principalmente um melhor acabamento final e menor possibilidade de haver mordeduras, o que reduz a necessidade de posterior esmerilhamento que influencia de maneira negativa na resistência à erosão por cavitação. Entretanto, de forma a uniformizar a superfície e eliminar algumas irregularidades que intensificam localmente o desgaste por cavitação, faz-se necessário ainda um pequeno acabamento por esmerilhamento (BUSCHINELLI et al., 1996) (GONÇALVES, 2007).

2.3.4 Consumíveis empregados

Os consumíveis utilizados atualmente no reparo de rotores ou componentes de turbinas hidráulicas de aço inoxidável martensítico macio, como o de especificação CA-6NM, são os que depositam aço inoxidável austenítico do tipo 309 ou 308 ou ligas com 8 a 10% de Cobalto, que também são utilizados como revestimentos para os componentes feitos em aço C-Mn (VAZ, 2004).

Os consumíveis que depositam ligas de composição similar à do metal de base também podem ser utilizados, porém, é provável que um tratamento térmico após a soldagem se mostre necessário, o que nem sempre é de fácil aplicação (VAZ, 2004) (GONÇALVES, 2007). Este tratamento tem o objetivo de reaver a estrutura e reduzir as tensões residuais decorrentes do procedimento de soldagem que, associadas a uma estrutura martensítica e hidrogênio em solução, podem resultar na falha do componente (VAZ, 2004).

Dadas as dificuldades inerentes à aplicação deste tratamento térmico, novas técnicas estão sendo constantemente desenvolvidas para o reparo sem tratamento térmico pós-soldagem. Através de procedimentos estritamente controlados, pretende-se alcançar na microestrutura da ZTA (Zona Termicamente Afetada) do metal de base os requisitos de maior tenacidade e de menor dureza, aproveitando o calor gerado em cada passe de soldagem, de modo a garantir a integridade estrutural do componente recuperado (PEREIRA et al., 2001) (GONÇALVES, 2007). Para que esta técnica se mostre eficaz, é necessário que os parâmetros de soldagem para o material de base e de adição específicos, como a relação de energia de soldagem para cada passe de solda sejam corretamente controlados (PEREIRA et al., 2001).

2.4 SOLDAGEM GMAW COM ARAME TUBULAR

O processo de soldagem com arames tubulares é basicamente o mesmo empregado na soldagem com arame sólido GMAW e utiliza os mesmos equipamentos, requerendo, somente em alguns casos, equipamentos com maior capacidade (ESAB, 2004). O processo se diferencia pelo tipo dos eletrodos utilizados, que consistem em arames em forma de tubo como metal de deposição, Figura 2.9, que encobrem em seu interior um fluxo que pode ser do tipo metálico (processo GMAW) ou não metálico (processo FCAW) (CUNAT, 2007).

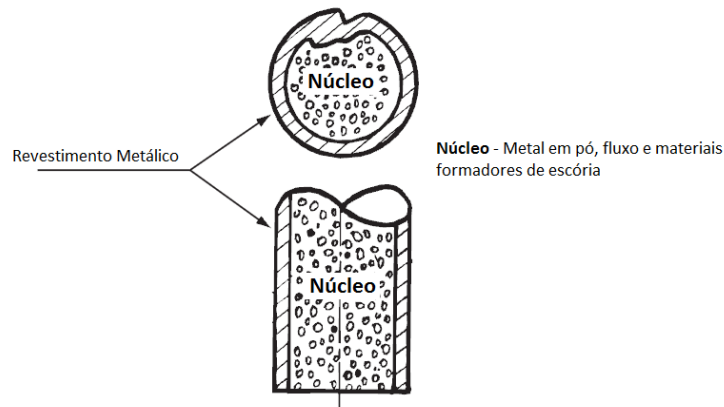


Figura 2.9: Exemplo de um eletrodo de arame tubular com fluxo metálico (CUNAT, 2007)

Este processo foi desenvolvido para combinar as melhores características da soldagem por arco submerso (SAW) e da soldagem com dióxido de carbono (CO_2), empregada no processo MAG (*Metal active gas*). O fluxo presente no núcleo dos eletrodos combinado com a proteção gasosa produz soldas de alta qualidade e um arco estável com reduzido nível de respingos (ESAB, 2004). A Figura 2.10 mostra detalhadamente o processo de solda com arames tubulares e gás de proteção.

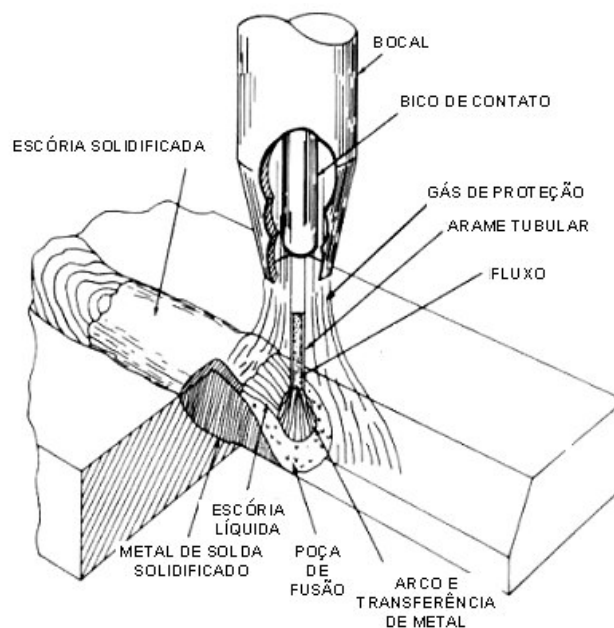


Figura 2.10: Processo de soldagem GMAW com arame tubular e gás de proteção (ESAB, 2004)

Eletrodos de solda de aço inoxidável na forma de arames tubulares com fluxo metálico estão se tornando cada vez mais populares. Alguns dos arames produzidos atualmente apresentam características de soldagem muito boas e são capazes de produzir adequadamente metais de solda resistentes à corrosão. Infelizmente, a resistência ao impacto das soldas produzidas com estes eletrodos ainda são inferiores às apresentadas pela solda MIG (*Metal Inert Gas*). Outra vantagem destes eletrodos é que eles podem ser soldados com vários níveis de corrente e com mais facilidade em diferentes posições. Seções espessas soldadas com corrente alta fornecem elevadas taxas de deposição (HOLMBERG, 2002).

Os arames tubulares permitem ainda maior flexibilidade quanto a alguma aplicação particular ou requisito especial, permitindo alterações na formulação e no percentual de fluxo, de maneira similar aos eletrodos revestidos, que apresentam efeitos mais significativos no desempenho da soldagem alterando-se estes parâmetros do que os efeitos causados pelas limitadas alterações que podem ser feitas na alma do eletrodo (ESAB, 2004).

2.4.1 Arame tubular AWS 410 NiMo MC

Para soldagem do aço inoxidável martensítico macio, durante as fases de construção e reparo das turbinas hidráulicas, podem ser utilizados consumíveis com composição química similar à do metal de base, porém, as aplicações indicam que certos cuidados devem ser tomados como a realização de pré-aquecimento, controle da temperatura entre passes e tratamento térmico após soldagem para remoção de hidrogênio em juntas com grande restrição, como mencionado na seção 2.3 (VAZ, 2004). O ciclo térmico recomendado para soldagem do aço inoxidável martensítico macio com arame tubular 410 NiMo com fluxo metálico é mostrado de maneira esquemática na Figura 2.11.

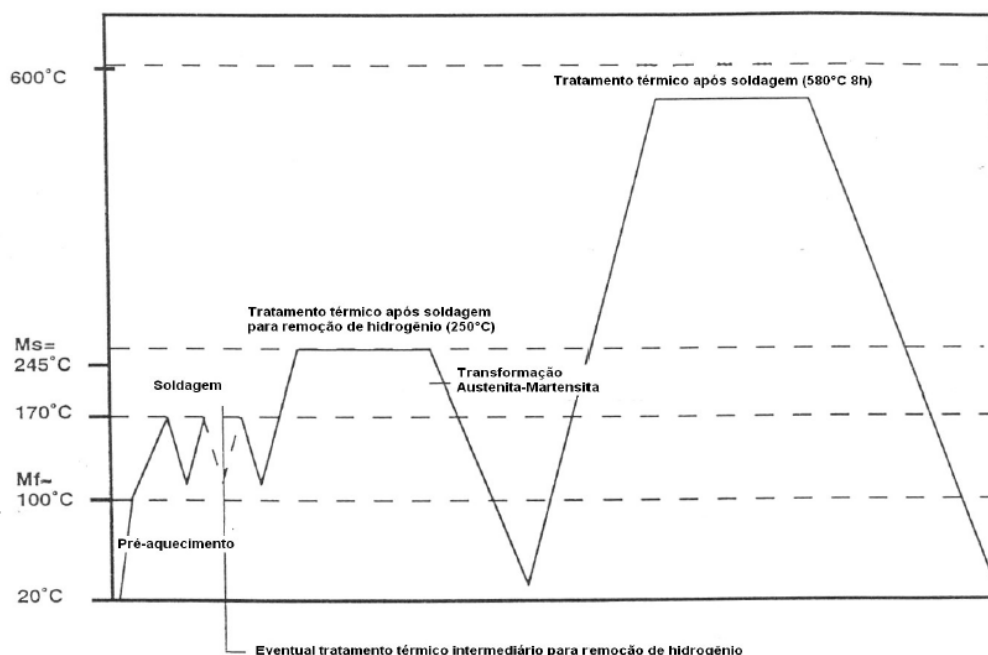


Figura 2.11: Esquema do ciclo térmico de soldagem recomendado para soldagem do aço inoxidável martensítico macio com arame tubular de fluxo metálico (BAAS, 1996)

Estes consumíveis, para rotores fabricados com o aço CA6-NM, consistem em ligas com composição química de 13% Cr, 4% Ni, 0,4% Mo e teores de carbono inferiores a 0,04%. Os consumíveis devem ainda possuir baixos teores máximos de hidrogênio (máximo de 4 ml/100 g de metal de solda) (THALBERG, 2002).

A composição química do arame tubular OK TubRod 410 NiMo é ilustrada na Tabela 2.5, as propriedades mecânicas do eletrodo são ilustradas na Tabela 2.6.

Tabela 2.5: Composição química do arame tubular OK TubRod 410 NiMo MC segundo a norma EN12073 (VAZ, 2004)

Elemento	% em peso (%wp)
C	0,06 _{máx.}
Mn	1,50 _{máx.}
Si	1,00 _{máx.}
P	0,030 _{máx.}
S	0,025 _{máx.}
Cr	11,50 – 14,50
Ni	3,00 – 5,00
Mo	0,40 – 1,00

Tabela 2.6: Propriedades mecânicas do arame tubular OK TubRod 410 NiMo MC segundo a norma EN12073 (VAZ, 2004)

Resistência à tração (MPa)	Resistência ao esocamento (MPa)	Alongamento em 10d (%)
750	500	15

2.5 CONCEITOS FUNDAMENTAIS SOBRE RADIAÇÃO TÉRMICA

A radiação é a energia emitida pela matéria na forma de ondas eletromagnéticas (ou fótons) como um resultado das mudanças de configuração eletrônica dos átomos ou moléculas. Diferente da condução ou convecção, a transferência de energia por radiação não necessita de um meio material

para propagar-se. É a forma de transferência de energia mais rápida, ocorrendo na velocidade da luz no meio e não sofre atenuação no vácuo (ÇENGEL, 2003).

A radiação térmica é uma forma de radiação eletromagnética emitida por corpos devido à sua temperatura. Ela difere de outras formas de radiação como raios-X, raios gamma, micro-ondas e ondas de rádio que não estão relacionadas com a temperatura. Todos os corpos que estão acima do zero absoluto emitem radiação térmica (ÇENGEL, 2003).

É considerado um fenômeno volumétrico e todos os sólidos, líquidos e gases emitem, absorvem ou transmitem radiação térmica em escalas variadas. Entretanto, usualmente é considerado um fenômeno de superfície, pois a radiação incidente nos corpos é geralmente absorvida à distância de pequenos microns da superfície e a radiação emitida no interior destes sólidos considerados opacos à radiação térmica como metais, madeiras e rochas é fortemente absorvida por moléculas adjacentes (INCROPERA et al., 2007) e não chegam a atingir a superfície (ÇENGEL, 2003). A radiação que é emitida por sólidos ou líquidos se origina das moléculas que estão a uma distância de aproximadamente 1 μm da superfície exposta (INCROPERA et al., 2007). A Figura 2.12 ilustra o processo de emissão de radiação como um fenômeno volumétrico e um fenômeno de superfície.

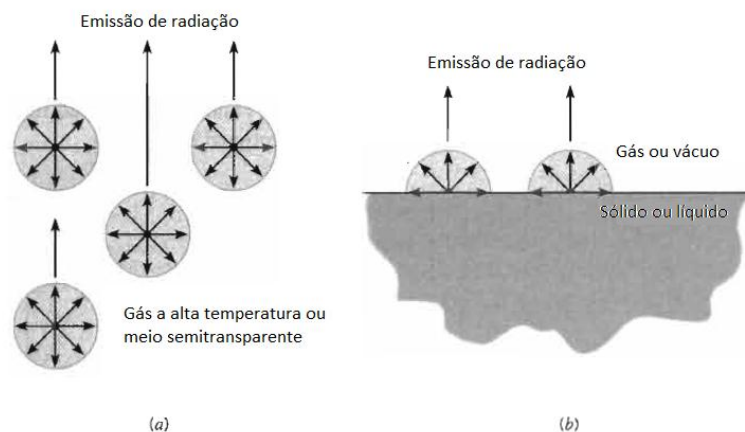


Figura 2.12: O processo de emissão. (a) Como fenômeno volumétrico. (b) Como fenômeno de superfície. (INCROPERA et al., 2007)

2.5.1 O espectro eletromagnético

Uma teoria descreve o transporte de radiação como a propagação de uma coleção de partículas denominadas *fótons* ou *quanta*. Alternativamente, este transporte de radiação pode ser visto como a propagação de ondas eletromagnéticas e assim pode-se atribuir as propriedades ondulatórias de frequência ν e comprimento de onda λ (INCROPERA et al., 2007). Para a radiação propagando em um meio particular, estas duas propriedades estão relacionadas na forma

$$\lambda = \frac{c}{\nu}, \quad (1)$$

onde c é a velocidade de propagação da luz no meio (no vácuo, $c = c_0 = 2,998 \times 10^8 \text{ m/s}$).

O espectro completo de radiação eletromagnética é ilustrado na Figura 2.13. A radiação térmica encontra-se na porção intermediária do espectro e vai aproximadamente do comprimento de onda $0,1\mu\text{m}$ a $100\mu\text{m}$, incluindo uma parcela do ultravioleta (UV), a estreita faixa de radiação visível ($0,4$ a $0,7\mu\text{m}$) e a parcela infravermelha (IV) (INCROPERA et al., 2007). Embora ondas eletromagnéticas tenham características semelhantes, elas diferem significativamente o seu comportamento com comprimentos de onda diferentes (ÇENGEL, 2003).

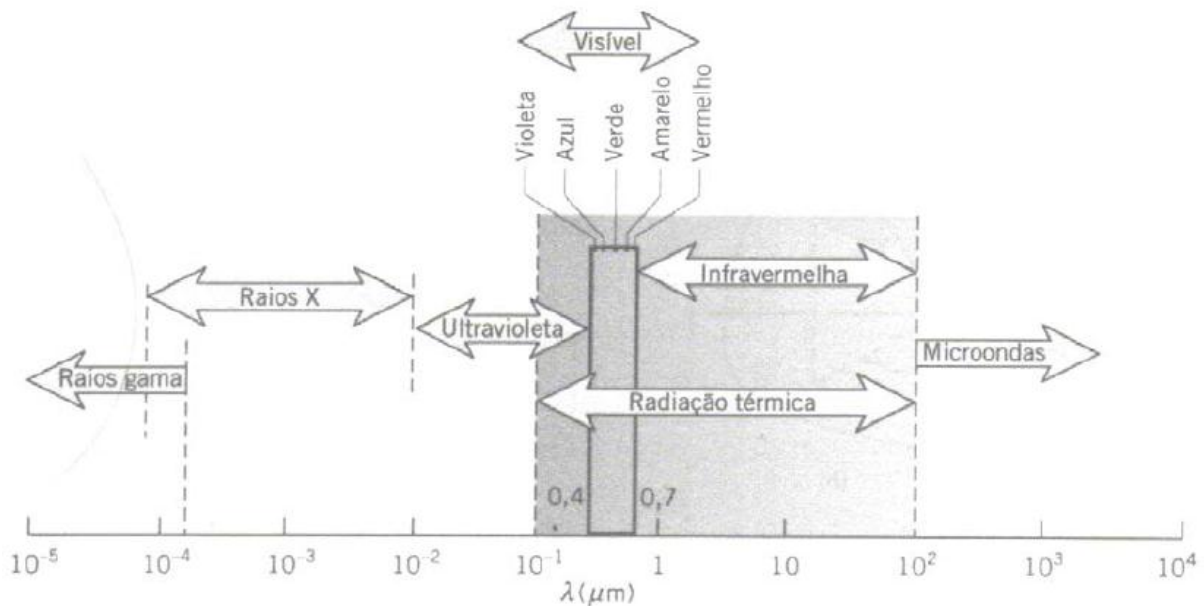


Figura 2.13: Espectro de radiação eletromagnética (INCROPERA et al., 2007).

2.5.2 Radiação de corpo negro

Um corpo negro é uma abstração matemática que serve como padrão para um perfeito emissor e absorvedor de radiação. Um corpo negro tem as seguintes propriedades (ÇENGEL, 2003):

- A uma dada temperatura e comprimento de onda, nenhuma superfície pode emitir mais energia do que um corpo negro;
- O corpo negro absorve toda a radiação incidente, independente do comprimento de onda ou direção; e
- A radiação é emitida uniformemente em todas as direções, ou seja, é um emissor difuso.

Em 1879, Joseph Stefan determinou experimentalmente a energia radiante ou poder emissivo emitido por um corpo negro por unidade de tempo e por unidade de área superficial, expresso como

$$E_b(T) = \sigma T^4, \quad (2)$$

onde $\sigma = 5,67 \times 10^{-8} \text{ W/m}^2 \cdot \text{K}^4$ é a constante de Stefan-Boltzmann e T é a temperatura absoluta da superfície em K . A Eq. (2) é conhecida como lei de Stefan-Boltzmann e fornece o poder emissivo total de um corpo negro a uma dada temperatura, que é a soma das radiações sobre todos os comprimentos de onda λ (ÇENGEL, 2003).

Posteriormente em 1901, Max Planck desenvolveu em conjunto com sua famosa teoria quântica, uma relação para o poder emissivo espectral de corpo negro, conhecida como a lei (ou distribuição) de Planck, expressa como

$$E_{\lambda,b}(\lambda, T) = \frac{C_1}{\lambda^5 [\exp(C_2/\lambda T) - 1]} \quad (3)$$

onde

$$C_1 = 2\pi hc_0^2 = 3,742 \times 10^8 \text{ W} \cdot \mu\text{m}^4/\text{m}^2$$

$$C_2 = hc_0/k = 1,439 \times 10^4 \mu\text{m} \cdot \text{K}$$

e também, T é a temperatura absoluta da superfície, λ é o comprimento de onda da radiação emitida, $k = 1,38065 \times 10^{-23} \text{ J/K}$ é a constante de Boltzmann e $h = 6,6256 \times 10^{-34} \text{ J} \cdot \text{s}$ é a constante de Planck. Esta equação é válida para uma superfície no vácuo ou em um gás (ÇENGEL, 2003) e é plotada na Figura 2.14 para várias temperaturas selecionadas.

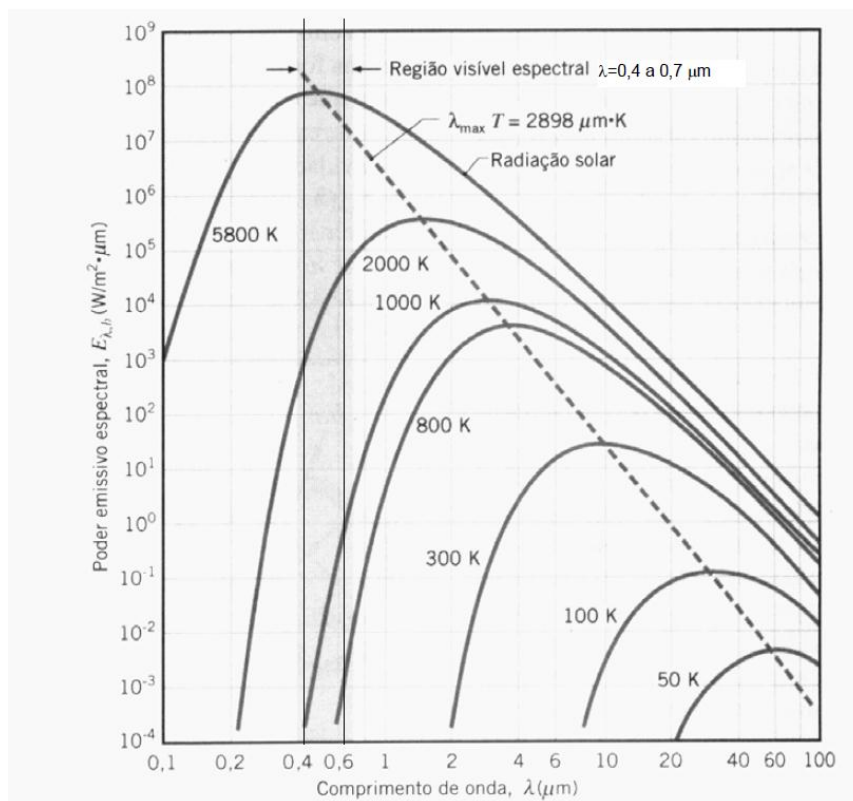


Figura 2.14: Poder emissivo espectral de corpo negro (INCROPERA et al., 2007).

Da Figura 2.14, podem-se fazer as importantes observações (INCROPERA et al., 2007):

- A radiação emitida varia continuamente com o comprimento de onda;
- Em qualquer comprimento de onda, a magnitude da radiação emitida aumenta com o aumento de temperatura;
- A região espectral na qual a radiação é concentrada depende da temperatura, com maior fração da radiação sendo emitida a menores comprimentos de onda em temperaturas mais elevadas; e
- Uma parcela significativa da radiação emitida pelo sol, que pode ser considerado um corpo negro a 5800 K , encontra-se na região visível do espectro. Em contraste, para temperaturas abaixo de 800 K a emissão se dá praticamente na porção infravermelha do espectro e é invisível ao olho humano.

Integrando-se a distribuição de Planck (Eq. 3) para todos os comprimentos de onda de zero a infinito chega-se na lei de Stefan-Boltzmann (Eq. 2). A lei de Stefan-Boltzmann é, portanto, a área sob uma curva de temperatura constante da Figura 2.14, representando o poder emissivo de um corpo negro nesta temperatura.

2.5.3 Emissividade de superfícies reais

Como na prática não existem corpos negros, apesar de excelentes aproximações, é necessário definir uma propriedade radiante de superfícies reais que represente a razão entre a radiação emitida pela superfície e a radiação emitida por um corpo negro na mesma temperatura.

Entretanto, em geral a radiação espectral emitida por uma superfície real difere da distribuição de Planck da Figura 2.14. Além disso, a distribuição direcional de radiação geralmente não é difusa e depende da direção de emissão (INCROPERA et al., 2007). Estes efeitos são ilustrados na Figura 2.15.

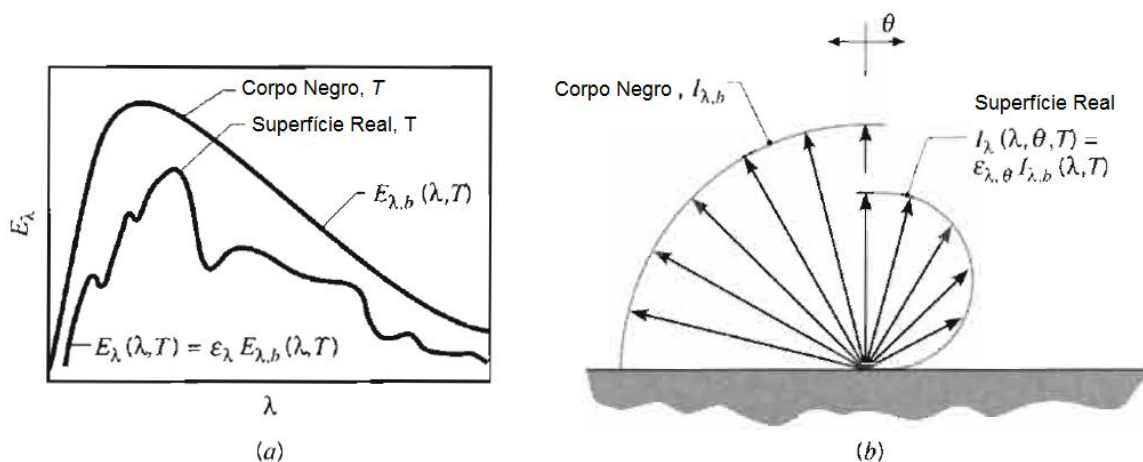


Figura 2.15: Comparação de emissão de corpo negro e de superfícies reais. (a) Distribuição espectral. (b) Distribuição direcional (INCROPERA et al., 2007).

Assim, a emissividade pode assumir diferentes valores, dependendo se o interesse está em saber o valor dessa propriedade em um dado comprimento de onda, em uma direção específica ou em médias integradas sobre os comprimentos de onda ou direções (INCROPERA et al., 2007).

Para os cálculos de engenharia em geral, é desejável trabalhar com propriedades de superfície que representem médias direcionais. Define-se então, a emissividade hemisférica espectral como

$$\varepsilon_{\lambda}(\lambda, T) = \frac{E_{\lambda}(\lambda, T)}{E_{\lambda,b}(\lambda, T)}. \quad (4)$$

A emissividade hemisférica total, que representa a média sobre todos os possíveis comprimentos de onda e direções, é definida como

$$\varepsilon(T) = \frac{E(T)}{E_b(T)}. \quad (5)$$

O poder emissivo hemisférico total de uma superfície é definido como a taxa com que a radiação é emitida por unidade de área em todos os possíveis comprimentos de onda e todas as possíveis direções. Matematicamente,

$$E(T) = \int_0^{\infty} E_{\lambda}(\lambda, T) d\lambda. \quad (6)$$

Substituindo da Eq. (6) e Eq. (4) na Eq. (5), é possível demonstrar que

$$\varepsilon(T) = \frac{\int_0^{\infty} \varepsilon_{\lambda}(\lambda, T) E_{\lambda,b}(\lambda, T) d\lambda}{E_b(T)}. \quad (7)$$

Se as emissividades de uma superfície são conhecidas, torna-se então simples calcular suas características emissivas. Se $\varepsilon_{\lambda}(\lambda, T)$ é conhecido, por exemplo, pode-se utilizar as equações 3 e 4 para determinar o poder emissivo espectral da superfície em qualquer comprimento de onda e temperatura. De maneira similar, se $\varepsilon(T)$ é conhecido, pode-se usar as equações 2 e 5 para determinar o poder emissivo total de uma superfície em qualquer temperatura (INCROPERA et al., 2007).

Como mencionado anteriormente, as superfícies reais não apresentam uma emissão perfeitamente difusa e variações representativas da emissividade direcional ϵ_θ com a direção θ para materiais condutores e não condutores é ilustrada na Figura 2.16.

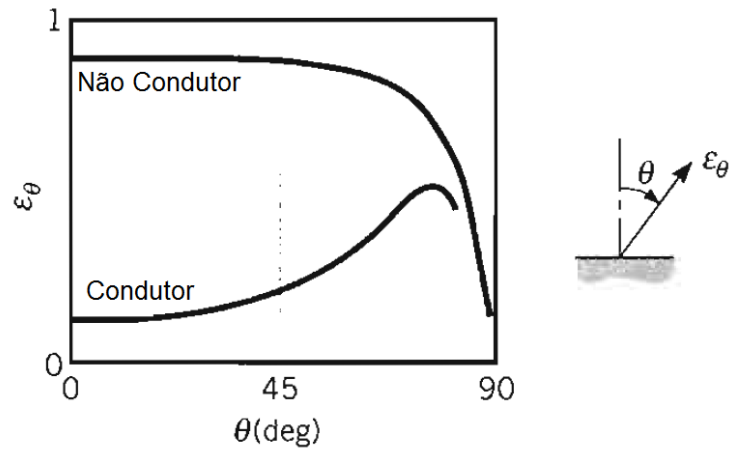


Figura 2.16: Distribuições direcionais representativas da emissividade total direcional para condutores e não condutores (INCROPERA et al., 2007).

Uma importante implicação da Figura 2.16 é que embora existam direções preferenciais para emissão, a emissividade hemisférica total $\epsilon(T)$ não será substancialmente diferente da emissividade normal $\epsilon_n(T)$, correspondente a $\theta = 0$ e, portanto, a seguinte aproximação é válida

$$\epsilon(T) \approx \epsilon_n(T). \quad (8)$$

Como a emissividade também varia com o comprimento de onda, distribuições representativas espectrais são ilustradas na Figura 2.17. A maneira como $\epsilon_\lambda(T)$ varia com λ depende se o material é um condutor ou não condutor e de suas características superficiais (INCROPERA et al., 2007).

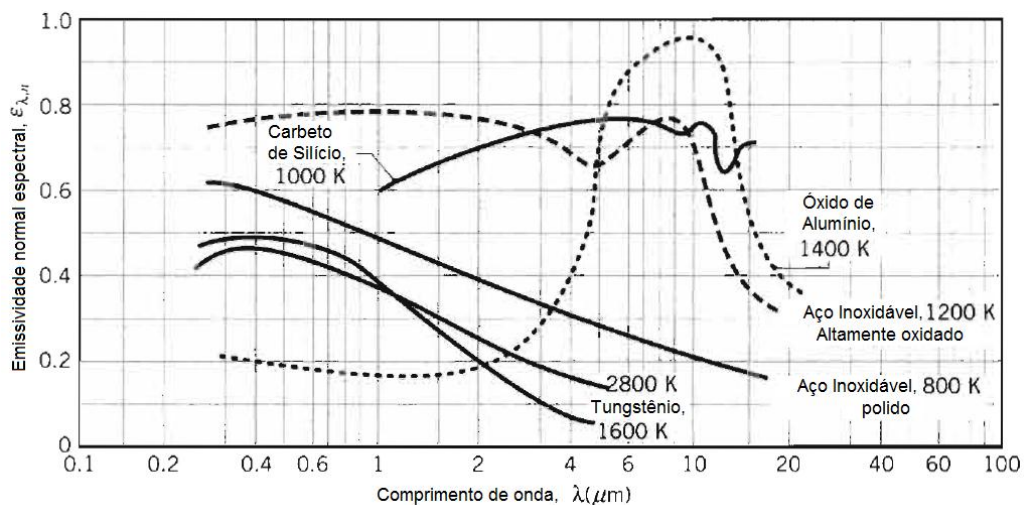


Figura 2.17: Dependência espectral da emissividade normal espectral $\epsilon_{\lambda,n}(T)$ de materiais selecionados (INCROPERA et al., 2007).

Por fim, a emissividade também é função da temperatura, conforme ilustrado na Figura 2.18 para alguns materiais selecionados.

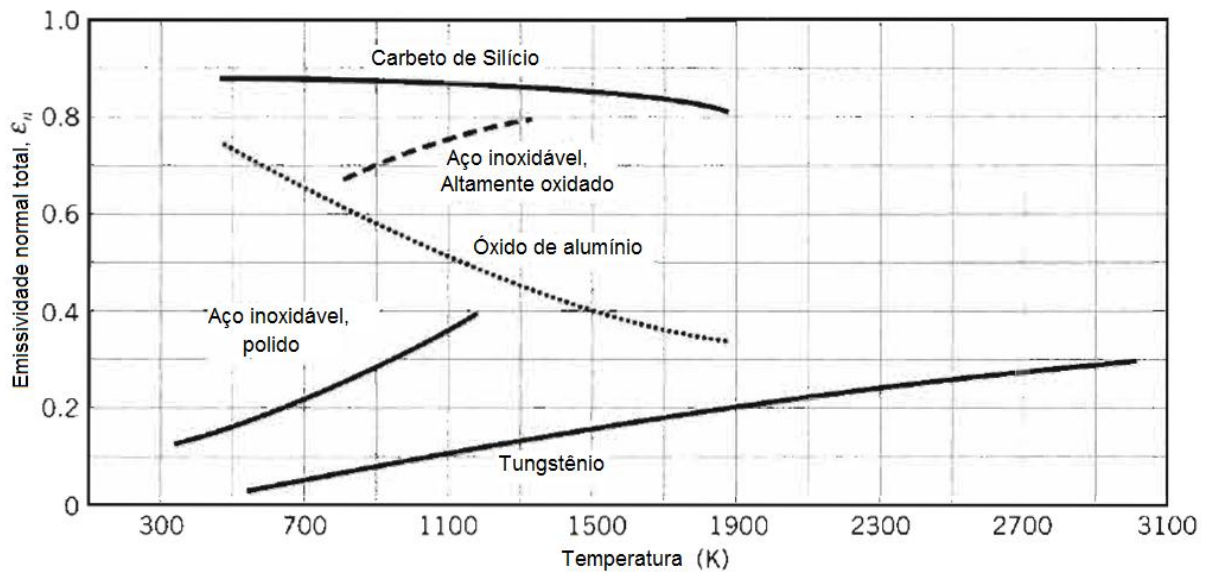


Figura 2.18: Dependência da temperatura na emissividade normal total $\epsilon_n(T)$ de alguns materiais selecionados.

Algumas generalizações podem ser feitas (INCROPERA et al., 2007):

- A emissividade de superfícies metálicas é geralmente pequena, atingindo valores tão baixos quanto 0,02 para o ouro e a prata altamente polidos;
- A presença de camadas de óxido pode aumentar de maneira significativa a emissividade de superfícies metálicas;
- A emissividade de não condutores é comparativamente elevada, geralmente excedendo 0,6;
- A emissividade de condutores aumenta com a temperatura, entretanto, dependendo do material específico, a emissividade de não condutores pode tanto aumentar quanto diminuir com o aumento de temperatura. As variações de $\epsilon_n(T)$ com T mostradas na Figura 2.18 são consistentes com as distribuições espectrais de $\epsilon_{\lambda,n}(T)$ mostradas na Figura 2.17. Estas tendências seguem da Eq. (7). Embora a distribuição espectral de $\epsilon_{\lambda,n}(T)$ seja aproximadamente independente da temperatura, existe proporcionalmente maior emissão em comprimentos de onda menores com o aumento de temperatura. Assim, se $\epsilon_{\lambda,n}(T)$ aumenta com a diminuição do comprimento de onda para um material particular, $\epsilon_n(T)$ irá aumentar com o aumento de temperatura para aquele material.

Deve-se reconhecer que a emissividade depende fortemente da natureza da superfície, que pode ser influenciada pelo processo de fabricação, ciclos térmicos e reações químicas com o ambiente (INCROPERA et al., 2007).

2.5.4 Absorção, reflexão e transmissão de superfícies reais

A irradiação espectral pode ser definida como a taxa com que a radiação de comprimento de onda λ é incidente numa superfície por unidade de área da superfície e por unidade de intervalo de comprimento de onda $d\lambda$ sobre λ . Ela pode ser incidente sobre todas as possíveis direções e pode ser originada de várias fontes diferentes². No caso mais geral, esta irradiação interage com algum meio semitransparente como uma camada de água ou placa de vidro, conforme a Figura 2.19.

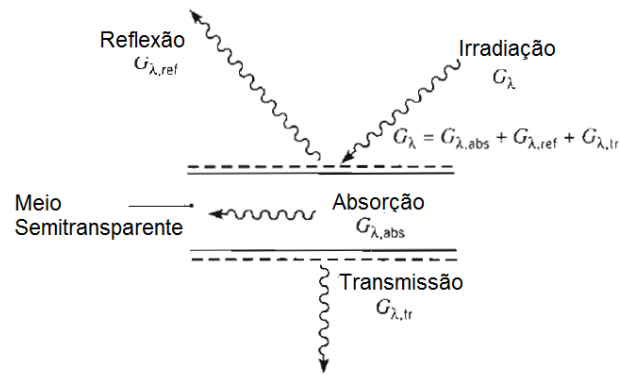


Figura 2.19: Processos de absorção, reflexão e transmissão associados com um meio semitransparente (INCROPERA et al., 2007).

Pode-se observar que para uma componente espectral da irradiação, porções dessa radiação podem ser refletidas, absorvidas e transmitidas. Por um balanço de radiação no meio, tem-se que

$$G_\lambda = G_{\lambda,ref} + G_{\lambda,abs} + G_{\lambda,tr} \quad (9)$$

Na maioria das aplicações em engenharia, o meio é opaco à radiação incidente ($G_{\lambda,tr} = 0$) e os processos remanescentes de absorção e reflexão podem ser tratados como um fenômeno superficial (INCROPERA et al., 2007).

A absorvidade é uma propriedade que determina a fração da irradiação absorvida por uma superfície. Como a emissividade, é uma propriedade de difícil determinação pela dependência espectral e direcional. A absorvidade³ espectral hemisférica é definida como

$$\psi_\lambda(\lambda) = \frac{G_{\lambda,abs}(\lambda)}{G_\lambda(\lambda)}. \quad (10)$$

² Para uma melhor descrição do que vem a ser a irradiação, recomenda-se consultar uma literatura específica de transferência de calor por radiação.

³ O símbolo grego ψ (psi) é utilizado neste texto para a absorvidade de modo a não haver confusão com a fase correspondente à ferrita- α .

A absorvidade hemisférica total, que representa a média integrada nas direções e comprimentos de onda é definida como a fração da irradiação total absorvida por uma superfície, matematicamente

$$\psi = \frac{G_{abs}}{G}. \quad (11)$$

A refletividade hemisférica espectral é definida como a fração da irradiação espectral que é refletida por uma superfície

$$\rho_{\lambda}(\lambda) = \frac{G_{\lambda,ref}(\lambda)}{G_{\lambda}(\lambda)}. \quad (12)$$

A refletividade hemisférica total, que representa a média integrada nas direções e comprimentos de onda, é então definida como

$$\rho = \frac{G_{ref}}{G}. \quad (13)$$

De forma análoga, a transmissividade hemisférica espectral é definida como a fração da irradiação espectral que é transmitida por uma superfície

$$\tau_{\lambda}(\lambda) = \frac{G_{\lambda,tr}(\lambda)}{G_{\lambda}(\lambda)}, \quad (14)$$

e a transmissividade hemisférica total representa a média integrada da propriedade em todas as direções e comprimentos de onda

$$\tau = \frac{G_{tr}}{G}. \quad (15)$$

É possível concluir então, das definições acima e do balanço de energia da Eq. (9), que para um meio semitransparente,

$$\rho_{\lambda} + \psi_{\lambda} + \tau_{\lambda} = 1 \quad (16)$$

e para propriedades que são tomadas como médias em todo o espectro, segue que

$$\rho + \psi + \tau = 1. \quad (17)$$

2.6 MEDIDORES DE TEMPERATURA

A temperatura, juntamente com o comprimento, tempo e massa formam as quantidades fundamentais e independentes padronizadas pelo IMS (*International Measuring System*). Os padrões para todas as outras quantidades são basicamente derivadas destas quatro fundamentais (DOEBELIN, 2004).

Para dois corpos terem a mesma temperatura, é necessário que haja equilíbrio térmico entre eles, ou seja, que não haja mudança de suas coordenadas termodinâmicas quando uma comunicação térmica é possível.

A medição de temperatura baseia-se na lei zero da termodinâmica que estabelece o equilíbrio térmico entre os corpos. Se dois corpos estão em equilíbrio térmico com um terceiro, então eles estão em equilíbrio térmico entre si e, por definição, estão também na mesma temperatura.

Desta forma, se métodos reproduzíveis para a determinação de uma faixa de temperaturas são possíveis, então temperaturas desconhecidas de outros corpos podem ser determinadas comparando-se com um padrão. Isto é feito submetendo-se um tipo de “termômetro” sucessivamente no padrão e na temperatura desconhecida e permitindo que se estabeleça o equilíbrio térmico em cada caso (DOEBELIN, 2004).

Vários são os dispositivos para a medição de temperatura. A temperatura de um corpo pode ser medida com ou sem o contato do dispositivo medidor. Para os dispositivos que necessitam de contato com o corpo, podem-se citar àqueles que utilizam o método de expansão térmica como os termômetros bimetalícos, os de líquidos confinados em vidros e termômetros de pressão; e também àqueles que utilizam métodos termoelétricos como os termopares, sensores de resistência elétrica e sensores de junção semicondutora. Os dispositivos que dispensam contato com o corpo utilizam-se de métodos de radiação térmica e são normalmente classificados em duas categorias: detectores térmicos e detectores fotônicos.

2.6.1 Termopares

Termopares são instrumentos de medição de temperatura de relativamente baixo custo e que apresentam ampla faixa de medição, o que os torna muito populares em aplicações em indústrias e laboratórios.

O princípio de funcionamento baseia-se no efeito *Seebeck*, quando uma junção de dois metais distintos submetida a uma certa temperatura gera uma tensão elétrica em seus terminais.

Porém não é suficiente que se adicione um voltímetro para a medição desta tensão elétrica, pois isto incorreria em uma nova e indesejável junção, sendo, portanto, utilizada uma técnica chamada compensação por junção fria (CJC).

A técnica baseia-se na lei dos metais intermédios. Se um terceiro metal é adicionado entre os metais da junção termopar, formando duas novas junções e estas são mantidas a uma mesma temperatura conhecida, a lei afirma que não haverá modificação na saída do termopar. Antigamente esta temperatura era mantida a zero grau Celsius por meio de gelo fundente, motivo do nome "junção fria", mas pela dificuldade operacional de se manter o gelo nas condições necessárias, mede-se a temperatura da junção fria e aplica-se uma correção para o zero grau Celsius tabelado.

Apesar de ser possível a utilização de vários pares de metal, apenas algumas ligas são utilizadas e apresentam os valores de tensão e temperatura suportada em tabelas normalizadas para a temperatura de junção fria de zero grau Celsius.

O circuito contendo os elementos básicos para medir o potencial de Seebeck e determinar a temperatura da junção de medição é ilustrado na Figura 2.20. Tanto a junção de medição (ou junta quente) quanto a junção de referência (ou junta fria) estão em ambientes isotérmicos (de temperatura constante), cada um numa temperatura diferente (MOREIRA, 2002).

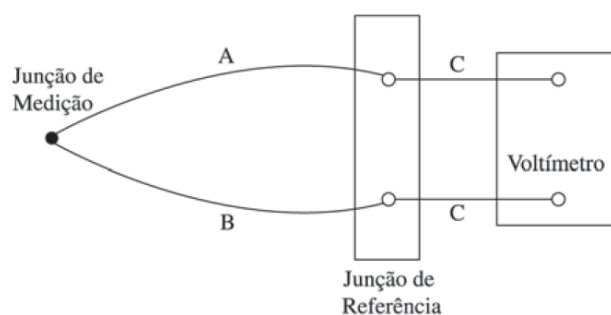


Figura 2.20: Circuito para medir o potencial de Seebeck compreendendo dois fios diferentes, A e B, duas junções e um voltímetro. Fios de cobre conectam a junção de referência ao instrumento (MOREIRA, 2002).

Existem vários tipos de termopares que medem com maior ou menor resolução uma faixa de temperatura específica. O uso incorreto de um termopar para uma dada aplicação pode incorrer em erros de medição ou mesmo em avaria ou inutilização do instrumento. A escolha do termopar baseia-

se em sua temperatura operacional, custo, disponibilidade, composição química, estabilidade, conveniência e resolução.

O termopar tipo K (Cromel/Alumel) apresenta uma ampla faixa operacional (-200 a 1200°C) e sensibilidade por volta de 41 $\mu\text{V}/^\circ\text{C}$. Seu baixo custo o torna um termopar popular de uso genérico, com várias sondas disponíveis.

O termopar tipo J (Ferro/Constantan) apresenta uma faixa de temperatura restrita (-40 a 750°C), porém maior sensibilidade em relação ao tipo K (55 $\mu\text{V}/^\circ\text{C}$). Sua pequena faixa operacional o torna menos popular sendo aplicado em equipamentos antigos que não apresentam compatibilidade com termopares mais modernos.

O tipo E (Cromel/Constantan) cobre a faixa de temperaturas entre -270 e 1000°C e possui alta sensibilidade (68 $\mu\text{V}/^\circ\text{C}$). Sua utilização é mais adequada para medir baixas temperaturas.

O termopar do tipo N (Nicrosil/Nisil) foi projetado para ser uma evolução do tipo K, este termopar é adequado para medir temperaturas elevadas por apresentar boa resistência à oxidação nestas temperaturas sem a necessidade de platina em sua composição como nos tipos B, R e S.

Os tipos B, R e S (Platina/Ródio-Platina) são termopares com características semelhantes. Apresentam reduzida sensibilidade da ordem de 10 $\mu\text{V}/^\circ\text{C}$, baixa resolução, boa estabilidade e custo elevado. São indicados para medir temperaturas acima dos 300°C até 1800°C para o tipo B e 1600°C para os tipos R e S.

O termopar tipo T (Cobre/Constantan) apresenta uma temperatura operacional intermediária (-270 a 400°C) e é um dos tipos mais indicados para medições nesta faixa.

A Tabela 2.1 resume a faixa de utilização e o limite de erro para diferentes tipos de termopares.

Tabela 2.7: Limites de erro para termopares, de acordo com ASTM E-230 (com junção de referência a 0 °C) (MOREIRA, 2002).

Sensor	Faixa de Utilização (°C)	Limite de Erro (Escolher o maior)	
		Padrão	Especial
E	0 - 870 -200 a 30	$\pm 1,7\text{ }^\circ\text{C}$ ou 0,5% $\pm 1,7\text{ }^\circ\text{C}$ ou 1%	$\pm 1\text{ }^\circ\text{C}$ ou 0,4% -
J	0 - 760	$\pm 2,2\text{ }^\circ\text{C}$ ou 0,75%	$\pm 1,1\text{ }^\circ\text{C}$ ou 0,4%
K, N	0 - 1260 -200 a 30	$\pm 2,2\text{ }^\circ\text{C}$ ou 0,75% $\pm 2,2\text{ }^\circ\text{C}$ ou 2%	$\pm 1,1\text{ }^\circ\text{C}$ ou 0,4% -
T	0 - 370 -200 a 30	$\pm 1\text{ }^\circ\text{C}$ ou 0,75% $\pm 1\text{ }^\circ\text{C}$ ou 1,5%	$\pm 0,5\text{ }^\circ\text{C}$ ou 0,4% -
R, S	0 - 1480	$\pm 1,5\text{ }^\circ\text{C}$ ou 0,25%	$\pm 0,6\text{ }^\circ\text{C}$ ou 0,1%
B	870 - 1700	$\pm 0,5\%$	-

Como termopares são instrumentos sensíveis da ordem de $\mu\text{V}/^\circ\text{C}$, algumas precauções devem ser tomadas para evitar ruídos e erros de medição (SILVA, 2005):

- Recomenda-se na instalação, a utilização de cabos curtos, se possível, com o conversor junto do termopar;
- Passar os cabos de sinal longe dos cabos de potência;
- Usar cabos de extensão adequados, que não devem ser muito apertados;
- Utilização de cabos de sinal blindados, convenientemente ligados a terra;
- Efetuar uma filtragem analógica do sinal;
- Usar amplificadores com rejeição de modo comum elevada;
- Agrupar os cabos dos sinais de entrada de acordo com as cartas do “DCS”;
- Usar termopares adequados à atmosfera, com a junção soldada de origem; e
- Quando possível, usar termopares com sensibilidade elevada;

A Tabela 2.8 detalha o uso dos diferentes modelos de termopares levando em conta o ambiente de trabalho e a temperatura máxima permissível.

Tabela 2.8: Uso dos diversos tipos de termopares (MOREIRA, 2002).

Tipo	Ambiente	Comentário	Temperatura máxima (°C)
B	Oxidante, inerte, vácuo por períodos curtos	Evitar contato com metal. Mais adequado para alta temperatura. Possui tensão baixa à temperatura ambiente.	1700
E	Oxidante, inerte	Bom para temperatura abaixo de zero. Maior tensão dos termopares comuns	870
J	Oxidante, inerte, redutor em vácuo parcial	O ferro oxida rapidamente	760
K	Oxidante, inerte	Sujeito à “green rot” em algumas atmosferas	1260
N	Oxidante, inerte	Mais estável que o tipo K, em altas temperaturas	1260
R & S	Oxidante, inerte	Evitar contato com metal	1400
T	Oxidante, inerte, redutor em vácuo parcial	Temperaturas abaixo de zero. Tolerância umidade	370

2.6.2 Radiômetros

Em todos os termômetros por radiação a radiação proveniente do corpo medido é focalizada em um tipo de detector de radiação, que produz um sinal elétrico em resposta ao fluxo de radiação incidente. Os detectores podem ser em forma de elemento único ou matrizes. Um detector de elemento único pode ser utilizado para medir a temperatura “em um ponto” (na verdade uma média sobre uma área) ou como um componente em um instrumento de imageamento. Estes instrumentos desenvolvem uma imagem da distribuição de temperatura sobre uma área selecionada usando espelhos oscilantes ou rotativos para defletir a linha de observação do alvo para o detector em um padrão quadricular sobre uma área retangular (DOEBELIN, 2004).

As duas principais categorias de detectores infravermelhos são detectores térmicos e detectores fotônicos (DOEBELIN, 2004).

Os detectores térmicos são elementos escurecidos projetados para absorver o máximo da radiação incidente em todos os comprimentos de onda. A radiação absorvida faz com que a temperatura do detector suba até que um equilíbrio é alcançado com perdas de calor para a vizinhança. Os detectores térmicos usualmente medem esta temperatura, usando um termômetro de resistência, um termistor, ou um termopar. Termômetros de resistência e elementos termistores são feitos na forma de pequenos filmes ou flocos chamados de bolômetros (DOEBELIN, 2004).

Os detectores fotônicos ou quânticos são baseados em materiais semicondutores. Estes materiais exibem lacunas de banda (band gaps), níveis de energia que não são permitidos, isto é, alguns elétrons serão encontrados em uma banda de valência de menor energia, outros em uma banda de condução de maior energia, mas nenhum na lacuna entre os dois. Para emitir um sinal elétrico, alguns elétrons devem estar na banda de condução. Quando o material é exposto a um fluxo de fotos incidente (energia radiante), os fótons individuais podem adicionar energia suficiente a alguns elétrons que eles “pulam” a lacuna, da banda de valência para a banda de condução, criando um sinal elétrico. Os fótons carregam uma energia E (eletron-Volts, eV) que está relacionada com o comprimento de onda λ pela fórmula $E=1,24/\lambda$, assim, um fóton de comprimento de onda $5,6 \mu\text{m}$ tem uma energia de $0,22 \text{ eV}$. Fótons de comprimento de onda maiores terão menos energia. Para excitar um elétron da banda de valência para a banda de condução um fóton precisa ter uma energia maior que a energia de lacuna de banda do material (DOEBELIN, 2004).

2.7 MÉTODOS UTILIZADOS PARA DETERMINAÇÃO DA EMISSIVIDADE

Diferentes técnicas existem na literatura para a obtenção de propriedades radiantes das superfícies. Embora não exista um método que seja válido para todos os comprimentos de onda e para uma ampla faixa de temperaturas, estes métodos podem se complementar. Basicamente são dois os métodos mais utilizados: o calorimétrico e o radiométrico.

2.7.1 Métodos calorimétricos

O método calorimétrico tem como base o balanço de energia e o conhecimento dos caminhos e quantidades dos fluxos de energia. Para garantir que o fluxo de energia ocorra em direções preferenciais, utilizam-se normalmente dispositivos do tipo guarda térmica e/ou vácuo (PERIN, 2009).

2.7.2 Métodos radiométricos

Métodos radiométricos utilizam detectores para a medição da quantidade de radiação incidente, refletida, transmitida ou emitida, tratando com quantidades espectrais de radiação (NICOLAU et al.,

2008). Estes por sua vez, produzem um sinal elétrico proporcional ao fluxo de energia radiante a que estão expostos.

2.8 RESISTÊNCIA DE CONTATO

Quando dois corpos sólidos entram em contato, tal como A e B na Figura 2.21, o calor flui do corpo mais quente para o corpo mais frio. O perfil de temperatura ao longo dos dois corpos varia, aproximadamente, como mostrado na figura.

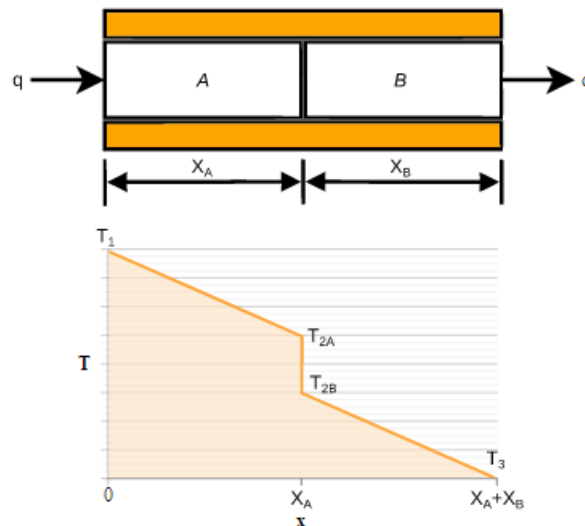


Figura 2.21: Perfil de temperatura entre dois corpos sólidos em contato (HOLMAN, 1997)

A queda de temperatura é observada na interface entre as duas superfícies em contato. Este fenômeno é dito ser um resultado de uma resistência térmica de contato existindo entre as superfícies em contato. A resistência térmica de contato é definida como a razão entre esta queda de temperatura e o fluxo de calor médio através da interface (HOLMAN, 1997). Pela Lei de Fourier, o fluxo de calor entre os corpos é encontrado pela relação

$$q = -\kappa A \frac{dT}{dx}, \quad (18)$$

onde q é o fluxo de calor, κ é a condutividade térmica, A é a área de contato e $\frac{dT}{dx}$ é o gradiente de temperatura na direção do fluxo.

Das considerações de conservação de energia, o fluxo de calor entre dois corpos em contato, corpos A e B, é encontrado por

$$q = \frac{T_1 - T_3}{\frac{\Delta_{xA}}{\kappa_A A} + \frac{1}{h_c A} + \frac{\Delta_{xB}}{\kappa_B A}}, \quad (19)$$

em que κ_A e κ_B é a condutividade térmica do corpo A e do corpo B, respectivamente, A é a área de contato e $\frac{1}{h_c}$ é a resistência térmica de contato que é o inverso do coeficiente de condutância térmica h_c .

A existência desta resistência de contato é devida principalmente aos efeitos da rugosidade superficial (INCROPERA et al., 2007). Por mais que duas superfícies pareçam lisas ao olho nu, elas apresentam uma série de picos e vales quando vistas em um microscópio, ou seja, a superfície é microscopicamente rugosa não importa o quanto ela pareça lisa (ÇENGEL, 2003), como pode ser mostrado na Figura 2.22.

A transferência de calor é, portanto, devida à condução na área de contato real e devida à condução, e/ou radiação entre as lacunas contendo normalmente, ar. A resistência de contato pode ser vista como duas resistências em paralelo: uma devido aos contatos e outra devido às lacunas. A área de contato é tipicamente pequena e, especialmente para superfícies rugosas, a maior contribuição para a resistência é devido às lacunas (INCROPERA et al., 2007).

Para sólidos cuja condutividade térmica excede à do fluido interfacial, a resistência de contato pode ser reduzida aumentando-se a área dos pontos em contato. Isso pode ser feito aumentando a pressão de contato ou reduzindo a rugosidade das superfícies em contato (INCROPERA et al., 2007).

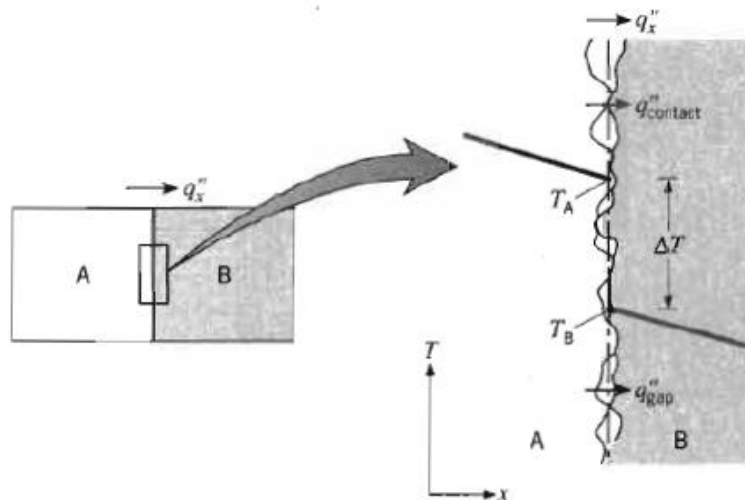


Figura 2.22: Detalhe esquemático da superfície de contato de duas superfícies aparentemente lisas quando vista de um microscópio.

3 MATERIAIS E MÉTODOS

Este capítulo apresenta os materiais e a metodologia utilizada para a realização dos experimentos para avaliação da emissividade do material de base CA-6NM e do material de deposição 410 NiMo em altas temperaturas.

3.1 MATERIAIS UTILIZADOS

Os equipamentos utilizados neste projeto para os experimentos de avaliação da emissividade foram:

- Termopar tipo R, de 300mm de comprimento nominal, com fio de 0.5mm de diâmetro, com proteção/material do tipo capilar 610 e marca ECIL Temperatura Industrial;
- Detector de radiação infravermelha para leituras de temperatura na faixa de -32°C a 900°C, modelo TL-T14-09, banda espectral de 8 a 14 μm , emissividade ajustável de 0.2 a 1.0, ótica tipo J e marca CALEX Electronics Limited;
- Detector de radiação infravermelha para leituras de temperatura na faixa de 350°C a 1800°C, modelo TL-GA-18, banda espectral de 1.45 a 1.8 μm , emissividade ajustável de 0.05 a 1.00, ótica tipo A e marca CALEX Electronics Limited;
- Módulo para aquisição de dados de termopar de canal único, modelo USB-TC01 e marca National Instruments;
- Módulo multifuncional para aquisição de dados com 8 entradas analógicas, 14-bit, 48 kS/s, modelo USB-6009 marca National Instruments;
- Dois conversores de sinal analógico da faixa CC-E/STD, padrão universal, com 4 entradas de sinal (0-5V, 0-10V, 0-20mA, 4-20mA) e 4 saídas de sinal (0-5V, 0-0V, 0-20mA, 4-20mA), marca Asea Brown Boveri;
- Notebook ASUS com processador Intel Pentium 4 de 3,07 GHz e 1,87 GB de memória RAM com sistema operacional Windows XP;

3.2 METODOLOGIA

O método empregado para a obtenção da emissividade foi o radiométrico com leituras feitas nas faixas de 8 a 14 μm para o sensor de baixa a média temperatura e de 1.45 a 1.8 μm para o sensor de média a alta temperatura.

O feixe de radiação total que deixa a superfície da amostra é coletado pelo radiômetro através do seu sistema óptico e detector, conforme a Figura 3.1.

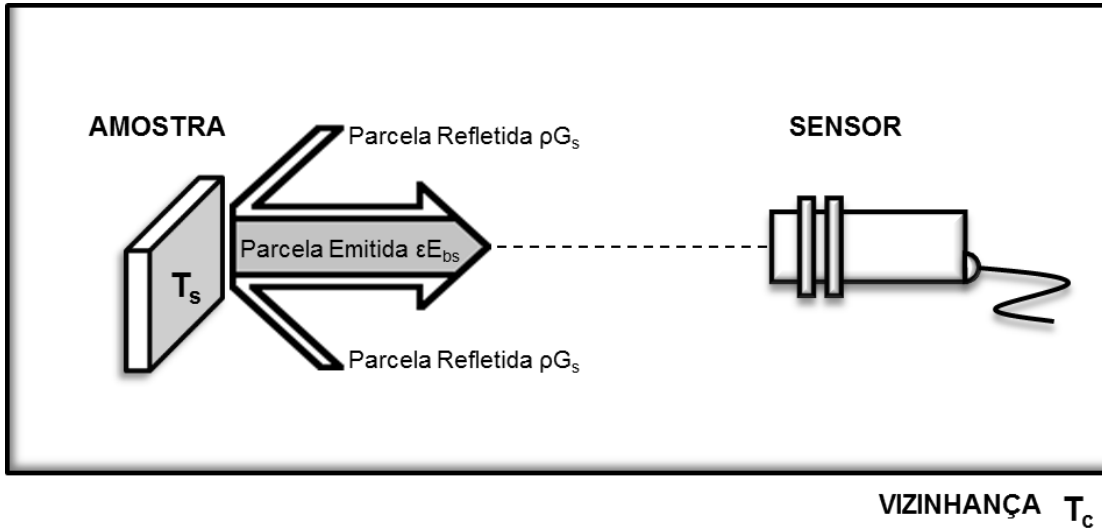


Figura 3.1: Parcelas da radiação total incidente no sensor infravermelho.

A radiossidade da superfície é composta por uma parcela emitida, função da temperatura da própria superfície e de uma parcela refletida pela superfície, proveniente da vizinhança (NICOLAU et al., 2008) conforme a equação (INCROPERA et al., 2007)

$$J_s = \varepsilon E_{bs} + \rho G_s, \quad (20)$$

onde J_s e G_s são a radiossidade e a irradiância da superfície, respectivamente, e $E_{bs} = \sigma T_s^4$ é a emitância do corpo negro à temperatura T_s . A emissividade e a refletividade da superfície são, respectivamente, ε e ρ .

A Lei de Kirchhoff permite que se estabeleça uma igualdade entre a emissividade e a absorvidade para faixas de ondas longas ($\varepsilon = \psi$) (NICOLAU et al., 2008) e, conseqüentemente, para superfícies opacas ($\tau = 0$) a Eq. (17) se reduz a

$$\rho = 1 - \varepsilon. \quad (21)$$

Considerando a vizinhança como uma cavidade isotérmica à temperatura T_c , envolvendo a superfície da amostra, tem-se que a irradiância G_s será igual à emitância da cavidade σT_c^4 . Pode-se então representar a radiossidade da superfície da seguinte forma

$$J_s = \varepsilon \sigma T_s^4 + (1 - \varepsilon) \sigma T_c^4. \quad (22)$$

O fluxo de energia total incidente no radiômetro é proveniente da emissão da superfície à temperatura T_s e da reflexão da energia proveniente da vizinhança considerada como uma cavidade à temperatura T_c . Esta soma incide no radiômetro e não há como separar estas parcelas, sendo tomadas simplesmente como provenientes da emissão da superfície. Dessa forma, a emissividade a ser ajustada no equipamento para que a leitura de temperatura seja a mesma da temperatura informada pelo termopar é, na verdade, uma emissividade aparente. Assim, substitui-se a radiosidade da Eq. 22 pela emitância da superfície, usando esta emissividade aparente (NICOLAU et al., 2008)

$$\varepsilon_{ap}\sigma T_s^4 = \varepsilon\sigma T_s^4 + (1 - \varepsilon)\sigma T_c^4, \quad (23)$$

$$\varepsilon_{ap} = \varepsilon + (1 - \varepsilon)\left(\frac{T_c}{T_s}\right)^4. \quad (24)$$

A Eq. 24 permite que se façam importantes observações. Pode-se notar que a emissividade aparente (ε_{ap}) se aproxima da emissividade real (ε) se a temperatura ambiente for muito inferior à temperatura da superfície e se a superfície possuir uma emissividade elevada. Como enfatizado nos métodos de medição de temperatura sem contato, superfícies de baixa emissividade são de difícil medição (NICOLAU et al., 2008).

A emissividade aparente, a ser ajustada nos radiômetros, é ajustada para todos os ensaios como sendo igual à unidade ($\varepsilon_{ap} = 1$). Logo, a temperatura medida pelo radiômetro não mais representa a temperatura real da superfície T_s , a qual será medida pelo termopar, mas uma temperatura necessariamente inferior, doravante denominada T_r . Assim, a Eq. 23 se reduz a

$$\sigma T_r^4 = \varepsilon\sigma T_s^4 + (1 - \varepsilon)\sigma T_c^4 \quad (25)$$

e a emissividade é então calculada pela seguinte equação

$$\varepsilon = \frac{T_r^4 - T_c^4}{T_s^4 - T_c^4}, \quad (26)$$

onde as temperaturas devem ser computadas em Kelvin.

Para obter o valor da emissividade, medem-se as temperaturas da superfície e do ambiente. Embora a temperatura do ambiente possa ser obtida de maneira simples, a temperatura da superfície é obtida com um termopar e exige certo cuidado. Este deve ser colocado na superfície de forma a não

alterar a temperatura medida e nem as características superficiais da amostra que poderiam variar a sua emissividade.

3.3 APARATO EXPERIMENTAL

Para avaliar o comportamento da emissividade do material em elevadas temperaturas, foi idealizado um aparato experimental que possibilitasse o aquecimento de uma amostra do material e a medição simultânea da temperatura através do termopar e dos sensores infravermelhos, contemplando ainda um dispositivo que permitisse fazer a proteção da superfície de uma atmosfera altamente oxidante por meio do escoamento contínuo de gás argônio.

O aparato experimental idealizado consiste em uma base de madeira longa o suficiente para atender às distâncias exigidas pelas óticas dos radiômetros e pelo comprimento do termopar, com suportes de alumínio que permitissem certa rigidez e ao mesmo tempo ajustes nos três eixos de translação e um eixo de rotação para ajuste do ângulo θ no caso dos sensores infravermelhos, obtidos por meio de rasgos, oblongos e parafusos com porcas do tipo borboleta.

O aparato experimental inicialmente construído com os suportes e os instrumentos de medição é ilustrado na Figura 3.2.

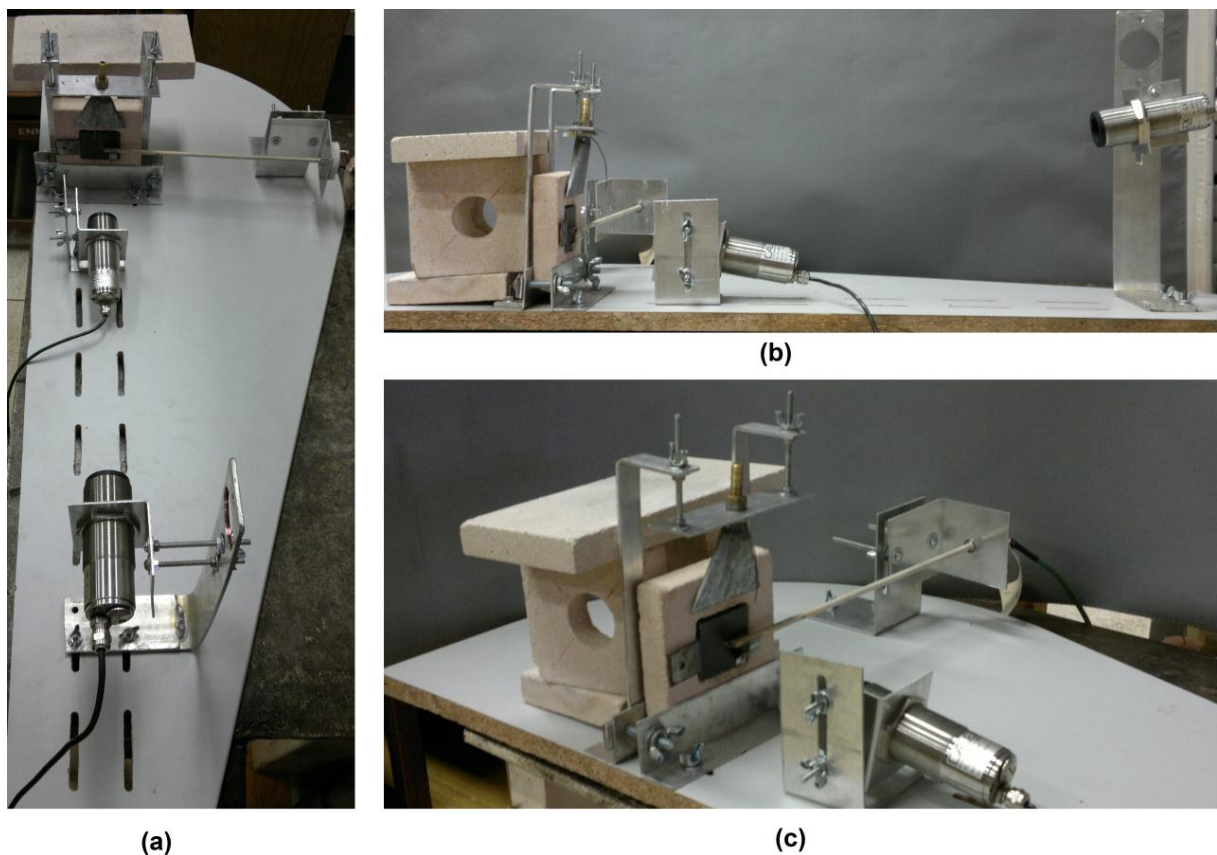


Figura 3.2: Aparato experimental inicial para análise da emissividade pelo método radiométrico. Vista superior (a), vista lateral (b) e vista isométrica (c).

Da Figura 3.2, pode-se observar:

1. A amostra do material a ser aquecido;
2. O termopar tipo R;
3. Os detectores de radiação infravermelha;
4. O difusor para controle de proteção gasosa;

Descrições relevantes da montagem e características de alguns itens mencionados são apresentadas nas subseções a seguir.

3.3.1 Amostra do material

A amostra do material consiste em um prisma retangular de dimensões aproximadas de 45mm x 50mm x 10mm.

Estas dimensões foram escolhidas de forma a conciliar o tamanho médio das seções transversais dos lingotes do aço CA6-NM, dadas as dificuldades de corte em outros planos com os equipamentos disponíveis, com as recomendações dimensionais do campo de visão dos sensores infravermelhos, Figura 3.3, e os requisitos de moderada velocidade de aquecimento e resfriamento.

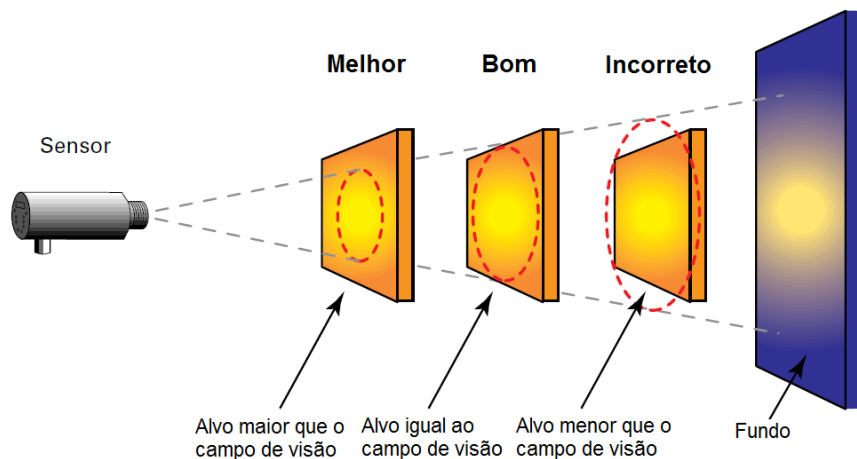


Figura 3.3: Recomendações para as dimensões do alvo e do campo de visão do sensor infravermelho para correta medição de temperatura (ACKLAND, 2012).

A amostra é envolta por uma moldura de material refratário para concentrar o fluxo de calor e reduzir as perdas por condução. Para evitar que a radiação proveniente do material refratário incida na amostra e seja refletida para o sensor infravermelho, posiciona-se a superfície da amostra rente à superfície do refratário ou ligeiramente ressaltada em relação a este.

3.3.2 Posicionamento do termopar

O termopar tipo R utilizado é montado obedecendo às recomendações da subseção 2.6.1 e inicialmente posicionado perpendicularmente à superfície da amostra. Posteriormente, o termopar foi

posicionado a um ângulo aproximado de 45° para melhor contato da junta de medição à cavidade da amostra.

Esta pequena cavidade foi feita na superfície da amostra com a intenção de acomodar a junção de medição do termopar para maximizar a transferência de calor por condução e reduzir ao máximo os efeitos da convecção forçada do gás de proteção, de forma que a sonda e a superfície da amostra apresentem a temperatura mais próxima possível. A cavidade tem as dimensões aproximadas da junção de medição do termopar, com 1,5mm de diâmetro.

3.3.3 Posicionamento dos detectores de radiação infravermelha

Os detectores de radiação infravermelha são posicionados de modo a respeitar as recomendações da Figura 3.3 e obter a medição mais pontual possível, com os menores raios de detecção comum a ambos os instrumentos. Como os instrumentos apresentam óticas diferentes, as distâncias são obtidas com o auxílio da Figura 3.4 e da Tabela 3.1.

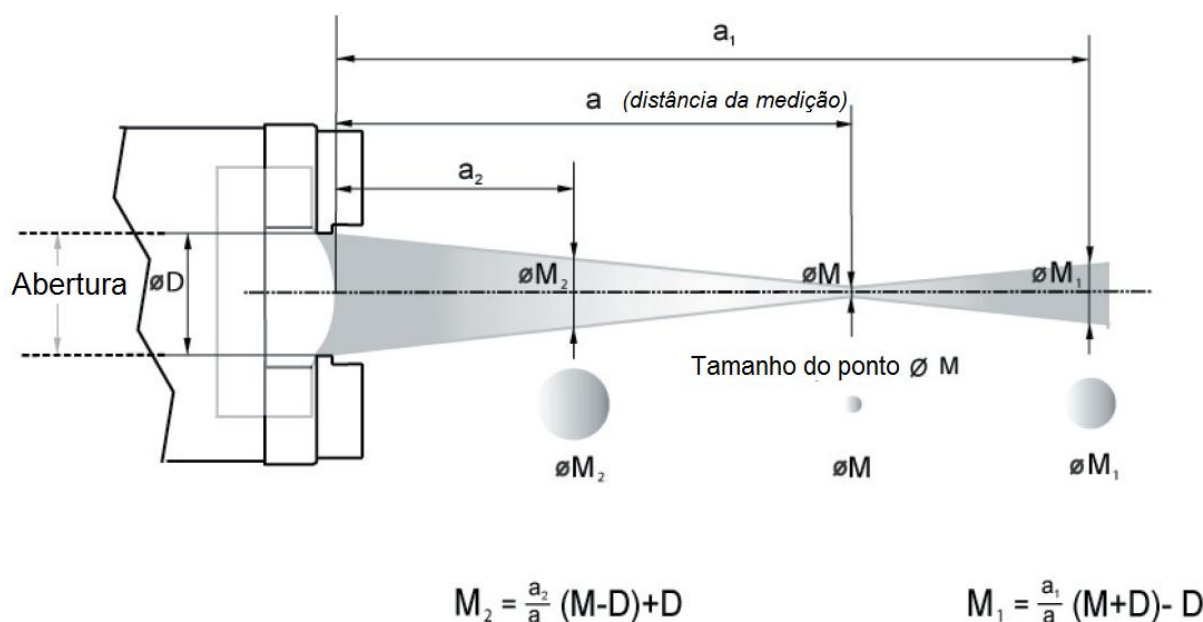


Figura 3.4: Relação entre a distância de medição e o tamanho do ponto para os detectores de radiação térmica (CALEX Electronics Limited, 2010).

Tabela 3.1: Características óticas dos sensores infravermelhos.

Sensor	D (mm)	a (mm)	M (mm)
TL-T14-09	13	600	6
TL-GA-18	15	100	2

As distâncias medidas dos sensores até o alvo são de aproximadamente 120mm para o sensor TL-T14 de baixa a média temperatura e 550mm para o sensor TL-GA-18 de média a alta temperatura, o que corresponde a um tamanho de ponto calculado de 5,4mm para o primeiro e 6,6mm para o último.

3.3.4 Controle de proteção gasosa

A proteção gasosa inicialmente idealizada para o experimento consistia em um difusor feito de chapa de aço galvanizada dobrada em forma cônica, soldada com solda branca e posteriormente achatada com auxílio de uma morsa. Este difusor era soldado também a um conector para a mangueira de gás argônio e posicionado acima da peça como mostra a Figura 3.2.

Em ensaios realizados posteriormente, verificou-se que a proteção gasosa era ineficiente e a solda utilizada no difusor não suportou a elevada temperatura durante o experimento. Assim, outro dispositivo para a proteção gasosa foi elaborado de forma que o fluxo de gás se desse no sentido ascendente, aproveitando o sentido da corrente convectiva, e o material do difusor foi substituído por um tubo de cobre de 5/8'' com uma curva 45° soldada em sua extremidade e achatada como mostra a Figura 3.5. A mangueira foi fixada por meio de abraçadeira em um tubo de 3/8'' soldado ao tubo maior de 5/8'' na outra extremidade.



Figura 3.5: Aparato para proteção gasosa feito com tubo de cobre.

3.3.5 Aplicativo para controle e aquisição de dados

O aplicativo para controle e aquisição de dados foi feito com o software LabView 2011 e seu diagrama de blocos pode ser visualizado na Figura 3.6.

O fluxo de dados inicia-se com a leitura sequencial dos dispositivos de aquisição de dados. Os dados lidos pelo termopar tipo R são diretamente convertidos em temperatura pelo módulo TC-01 e plotados em um gráfico no painel de instrumentos do LabView para análise em tempo real. Os dados lidos pelos sensores infravermelhos 1 e 2 correspondem à voltagem fornecida pelos conversores de sinal analógico e são transformados em temperatura através de uma relação simples e direta com a

voltagem, como mostra a Tabela 3.2. As temperaturas convertidas são então plotadas em gráficos no painel de instrumentos do programa. Por fim, os dados são salvos em um arquivo de texto.

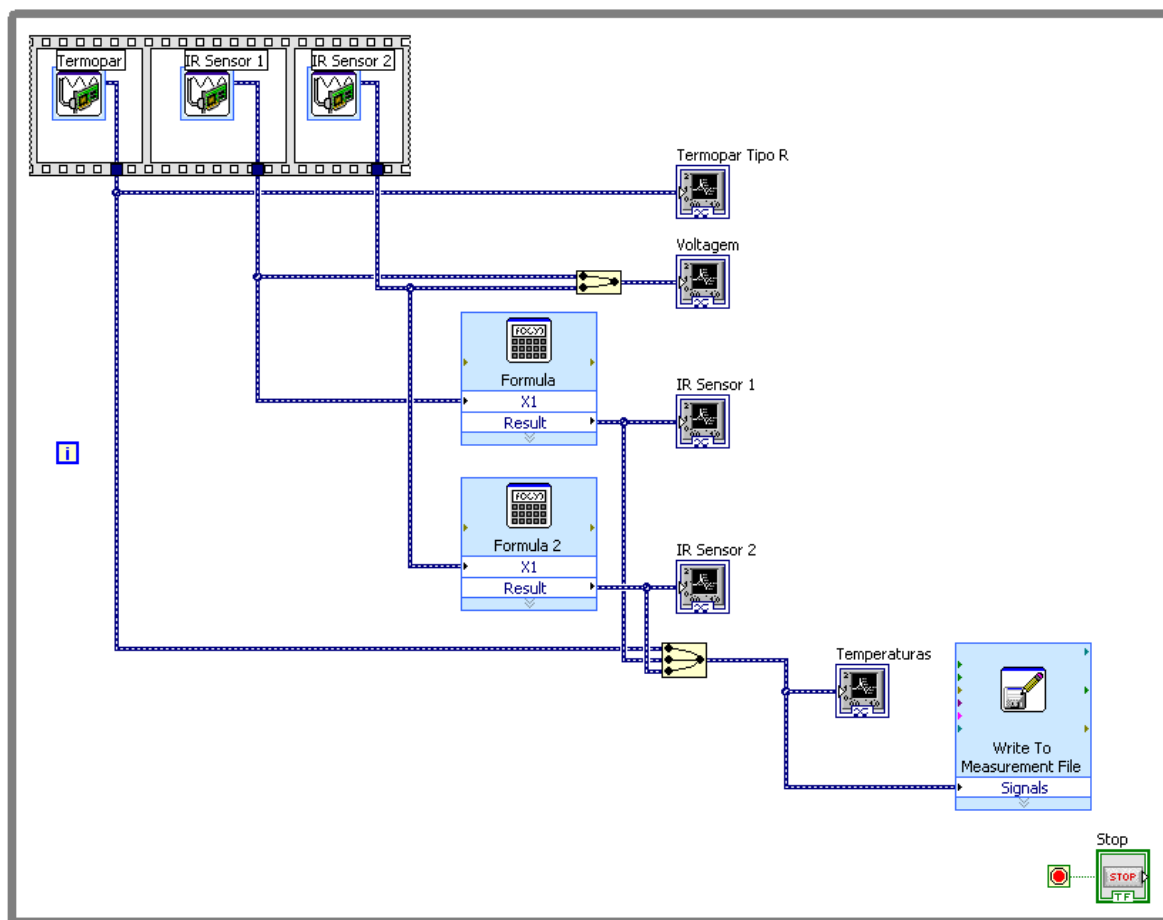


Figura 3.6: Diagrama de blocos do aplicativo em LabView para aquisição de dados.

Tabela 3.2: Relação entre voltagem e temperatura dos sensores infravermelhos.

Sensor	T (°C)	U (V)	Relação
TL-T14-09	-32 a 900	0 a 5	$T(^{\circ}C) = \frac{932}{5} \cdot U(V) - 32$
TL-GA-18	350 a 1800	0 a 5	$T(^{\circ}C) = 290 \cdot U(V) + 350$

3.4 PROCEDIMENTOS

O experimento tem início com o posicionamento da amostra a ser ensaiada na moldura de material refratário de forma que esta fique rente ou levemente sobreposta para evitar a radiação incidente do

tijolo refratário à alta temperatura. Utilizam-se calços para que a amostra fique firme na peça e não prejudique a leitura do termopar que está apenas encostado.

Em seguida, inicia-se a etapa de ajuste dos sensores. Ajusta-se o termopar de modo que a sua junção de medição fique firme à cavidade da amostra, se possível, exercendo uma leve pressão. O ajuste dos sensores infravermelhos é feito com o auxílio do laser. Como o sensor de baixa a média temperatura não possui laser, utilizou-se outro sensor disponível de mesmas dimensões, do mesmo fabricante, para temperaturas até 2500°C com laser para o ajuste. Os dois pontos do laser devem estar concêntricos e os mais próximos possíveis do termopar com a área de medição exclusivamente na superfície da amostra.

Feito o ajuste dos sensores, abre-se a válvula do cilindro de argônio para a proteção gasosa e ajusta-se a vazão desejada no regulador de pressão. Para os ensaios com proteção gasosa, utilizou-se uma vazão de 25 l/min.

Acende-se então o maçarico de oxiacetileno e ajusta-se uma chama neutra mais branda para evitar que a chama vaze em excesso para a superfície da amostra interferindo na leitura dos resultados e na oxidação da peça.

O botão “run” do aplicativo do LabView é então pressionado dando início à aquisição de dados e o experimento começa com a aproximação do maçarico na parte traseira da amostra junto aos tijolos refratários que visam limitar o calor provocado pela chama em outras partes da bancada, como ilustra a Figura 3.7.

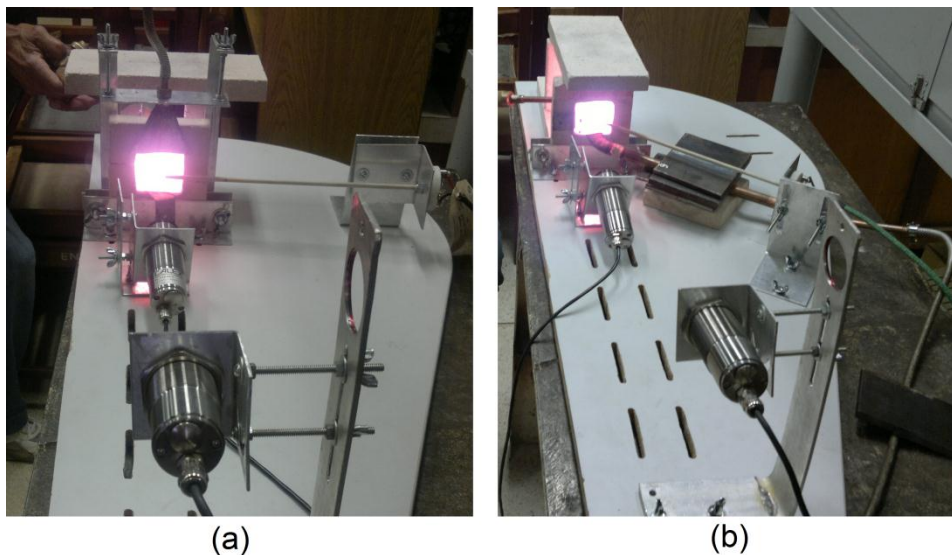


Figura 3.7: Aquecimento da amostra com o maçarico oxiacetileno com a primeira configuração de proteção gasosa (a) e a configuração utilizada posteriormente (b).

O aquecimento termina quando se atinge uma temperatura por volta dos 1100°C (quando possível), situação na qual o aumento de temperatura torna-se muito lento e há fusão substancial do material na parte traseira da amostra.

O maçarico é então apagado e inicia-se o processo de resfriamento da peça com o gás de proteção ligado continuamente.

Para os ensaios, utilizaram-se duas amostras do mesmo material para cada condição superficial. Para fins de testes e comparação com dados da literatura, inicialmente foram feitos ensaios em duas amostras de aço doce, proveniente de barra chata laminada a quente, com a camada de óxido não removida sem proteção gasosa. Depois, foram feitos testes com o mesmo material, porém com proteção gasosa e com a superfície lixada com uma lixa d'água com granulometria de 240 que representa um acabamento similar ao encontrado nas pás de turbina após o processo de reparo. Em seguida, procedeu-se aos ensaios com o aço CA-6NM com a superfície também lixada com lixa 240 e proteção gasosa. Por fim, fez-se os ensaios das duas amostras remanescentes do metal de deposição 410 NiMo na condição de como depositado com proteção gasosa.

3.5 CALIBRAÇÃO

Como a referência para a temperatura correta da superfície será a indicada pelo termopar, um procedimento de calibração do instrumento se faz necessário para a melhor determinação da emissividade do material ensaiado.

Deve-se também assegurar que a corrente elétrica de entrada dos sensores de radiação térmica seja corretamente convertida em voltagem na saída dos conversores de sinal analógico para a leitura no módulo multifuncional de aquisição de dados.

3.5.1 Calibração do termopar

O procedimento de calibração foi realizado no Laboratório de Termociência e Metrologia Dinâmica da Universidade de Brasília, inserindo-se o termopar tipo R a ser calibrado e o padrão, outro termopar tipo S, em um ambiente isotérmico dentro de um forno com capacidade para temperaturas até 1200°C. A Figura 3.8 ilustra o procedimento de calibração do termopar, com ambos os termopares inseridos no forno à direita, a referência da junta fria com gelo fundente ao centro e a milivoltagem do termopar padrão S sendo exibida à esquerda. Outro termopar, do tipo K também pode ser visto na figura e, embora também tenha participado do processo de calibração, não foi utilizado posteriormente no experimento.



Figura 3.8: Procedimento de calibração do termopar.

A calibração é feita pelo ajuste de uma temperatura no forno e pela leitura da milivoltagem do padrão e do termopar tipo R, utilizando-se o mesmo equipamento de leitura que será utilizado no ensaio, após um tempo suficiente para que a temperatura do forno e a indicada pelos termopares tenha se estabilizado. A milivoltagem lida é convertida para temperatura com o auxílio de uma tabela padrão.

3.5.2 Calibração dos conversores de sinal analógico

A calibração dos conversores de sinal analógico é feita conforme as instruções do manual para o ajuste do *offset* e do ganho.

Com o auxílio de uma fonte e um multímetro aplica-se o menor sinal de entrada aos terminais J e H do conversor. Ajusta-se então por meio de um potenciômetro no aparelho o *offset* para que se obtenha o menor valor para o sinal de saída. No caso, utilizou-se uma entrada de 4 a 20 mA e uma saída de 0 a 5 V em ambos os conversores, logo, utilizou-se a fonte para gerar uma corrente de 4 mA na entrada e ajustou-se o potenciômetro de forma que a leitura no multímetro dos terminais de saída correspondesse a 0 V.

O ajuste do ganho é feito de maneira similar aplicando-se o maior sinal de entrada aos terminais J e H do conversor e ajustando-se outro potenciômetro e o botão de ganho na frente do aparelho até que o maior sinal de saída seja lido no multímetro. No caso, gera-se uma corrente de 20 mA e ajusta-se o potenciômetro e o botão de ganho até que se obtenha uma leitura de 5 V no multímetro nos terminais de saída do conversor.

4 RESULTADOS E DISCUSSÃO

Este capítulo apresenta os resultados e comentários da calibração do termopar, do efeito de proteção gasosa e do comportamento da emissividade das amostras nos experimentos realizados.

4.1 CALIBRAÇÃO

A curva de calibração do termopar é apresentada na Figura 4.1. O procedimento teve início com a temperatura ajustada no forno de 500 °C e estendeu-se até os 1200°C em intervalos de 100°C para o aquecimento e para o resfriamento.

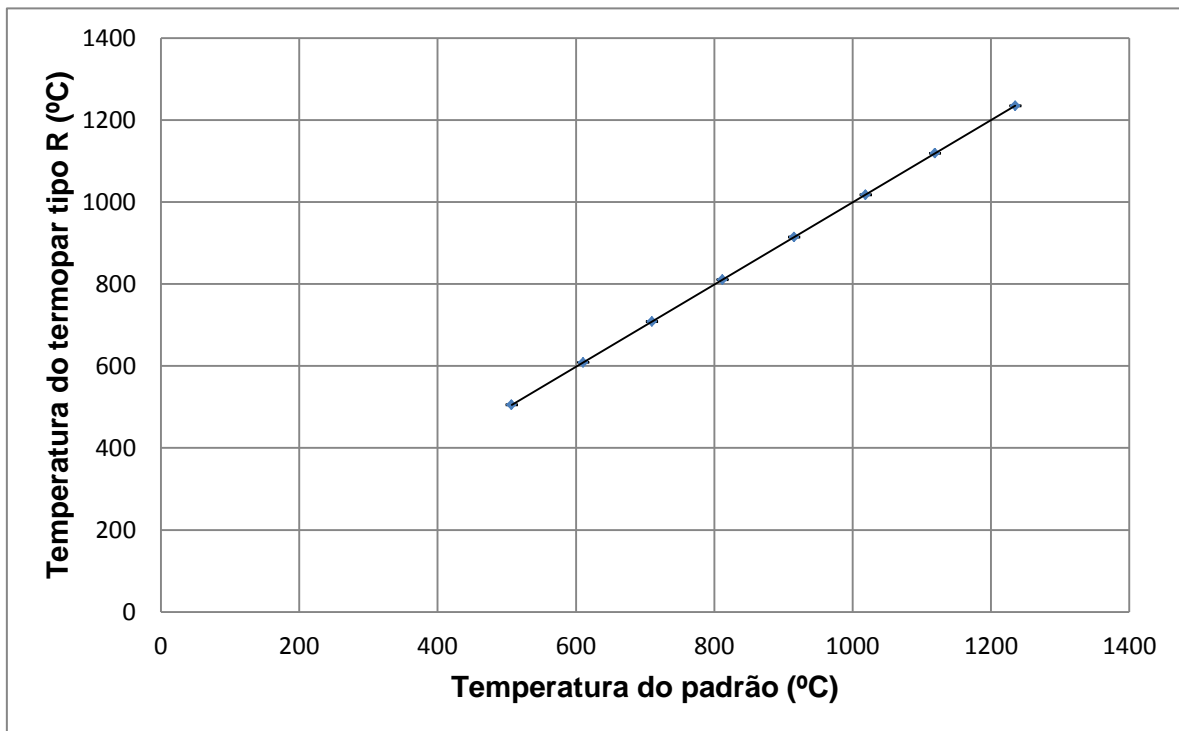


Figura 4.1: Curva de calibração do termopar tipo R.

Pode-se observar uma boa correspondência do termopar tipo R com o termopar padrão tipo S com desvio padrão máximo de 0,6°C e erro relativo percentual máximo de 0,14 % para os 1018,9°C. Isso é esperado uma vez que ambos os termopares tem composição química parecida e medem adequadamente a mesma faixa de temperaturas.

4.2 PROTEÇÃO GASOSA

Supõe-se que a proteção gasosa funcionou até certo ponto durante o aquecimento, evitando a formação de óxidos na região protegida como mostra a Figura 4.2.

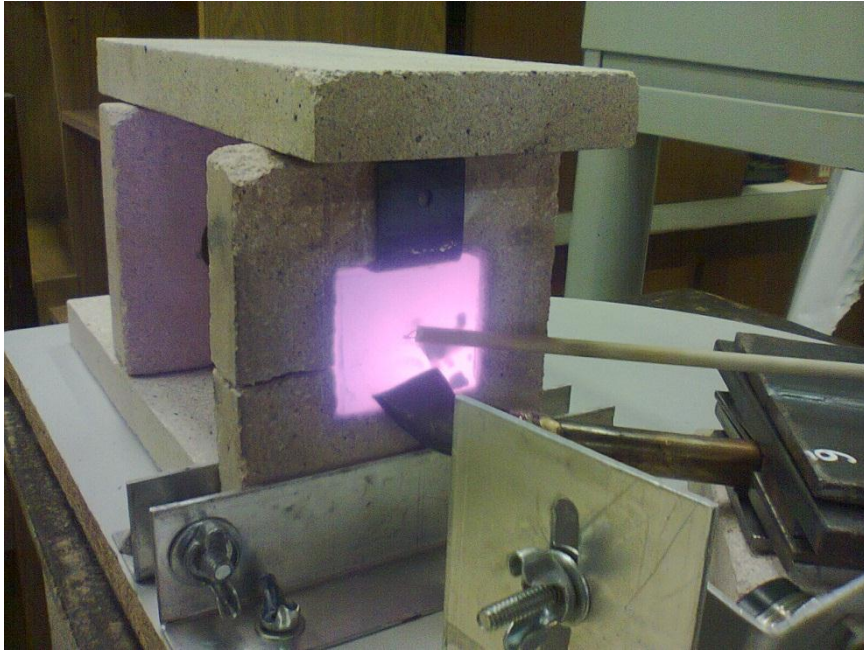


Figura 4.2: Efeito da proteção gasosa na formação de óxidos em elevadas temperaturas para o aço doce com superfície lixada.

Entretanto, durante o resfriamento da amostra a proteção gasosa não foi suficiente para prevenir a superfície da formação de óxidos, como ilustra a Figura 4.3.



Figura 4.3: Resultado da proteção gasosa após o resfriamento da amostra de aço doce com superfície lixada.

Como esperado, a formação de óxidos para o aço inoxidável CA6-NM foi bem reduzida em relação ao aço doce com superfície lixada como pode ser observado na Figura 4.4



Figura 4.4: Superfície do aço CA6-NM em elevada temperatura revelando menor oxidação em relação ao aço doce com superfície lixada.

4.3 EMISSIVIDADE

As curvas de aquecimento e resfriamento para a amostra de aço doce proveniente de barra chata laminada a quente com superfície altamente oxidada e sem proteção gasosa, conforme a Figura 4.5, são ilustradas na Figura 4.6 e Figura 4.7 para amostras distintas do mesmo material.



Figura 4.5: Condição da superfície da amostra de aço doce altamente oxidada antes do ensaio.

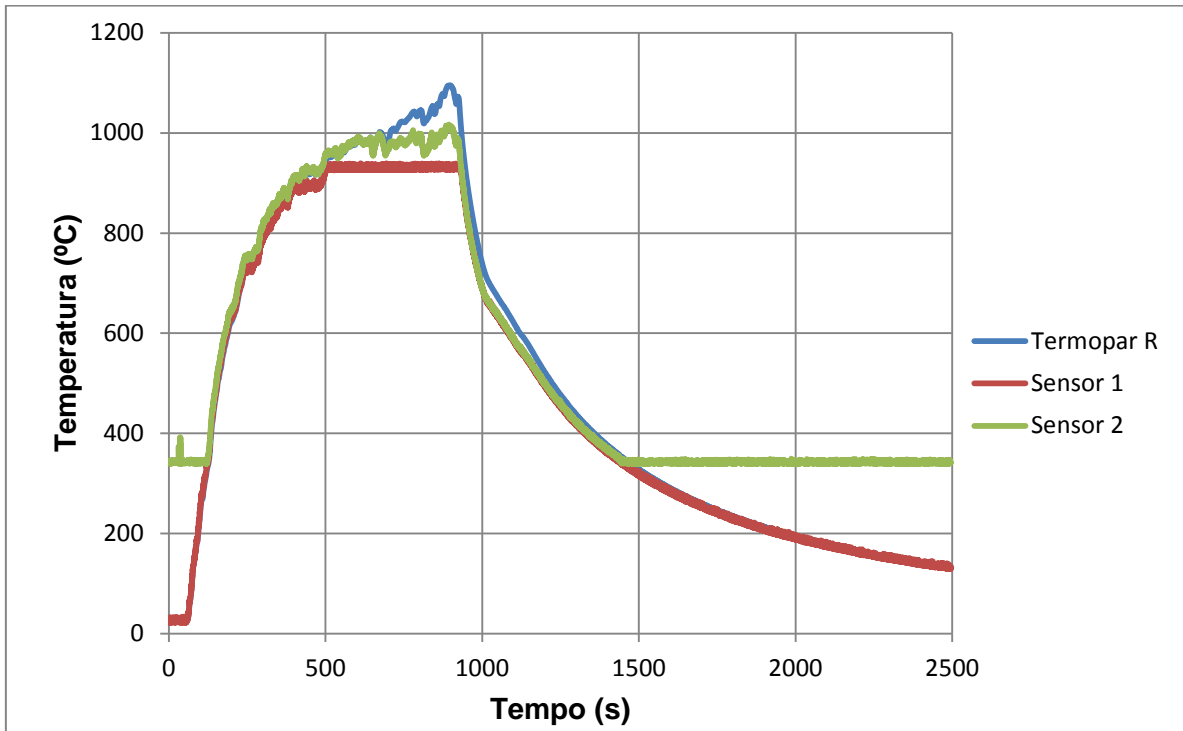


Figura 4.6: Curva de aquecimento e resfriamento para a primeira amostra de aço doce oxidado sem proteção gasosa.

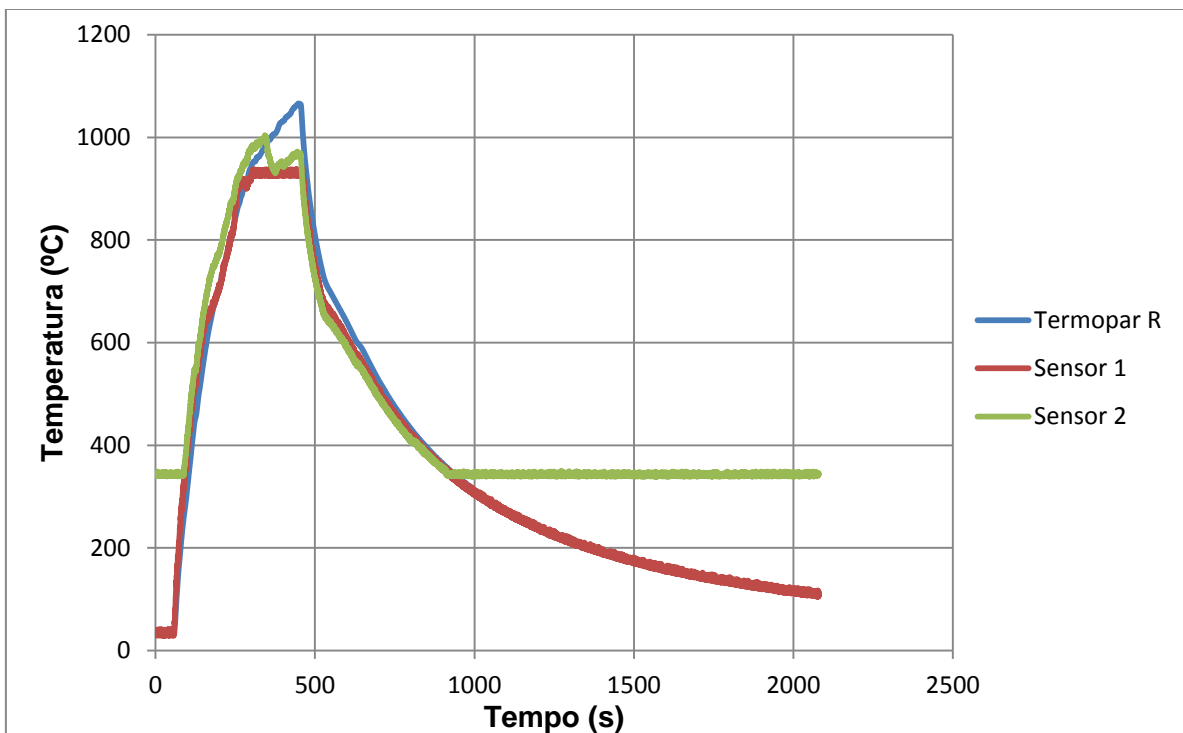


Figura 4.7: Curva de aquecimento e resfriamento para a segunda amostra de aço doce oxidado sem proteção gasosa.

Apenas por inspeção dos gráficos é possível verificar que a emissividade para esta condição superficial está próxima da unidade, principalmente na curva de resfriamento, e está de acordo com a literatura para superfícies metálicas altamente oxidadas.

Na curva de resfriamento é possível verificar em ambos os gráficos, uma diminuição da taxa de resfriamento em todos os sensores por volta dos 700°C, que pode estar relacionado a uma mudança de fase do material.

Nestes ensaios sem a utilização de gás de proteção pôde-se observar, após o resfriamento, uma forte aderência da junta de medição do termopar ao óxido formado na superfície da peça, o que seria benéfico para reduzir a resistência de contato e apresentar leituras de temperatura mais precisas do termopar.

A curva de emissividade média para cada sensor infravermelho pode ser avaliada na curva de resfriamento e seu comportamento é representado na Figura 4.8.

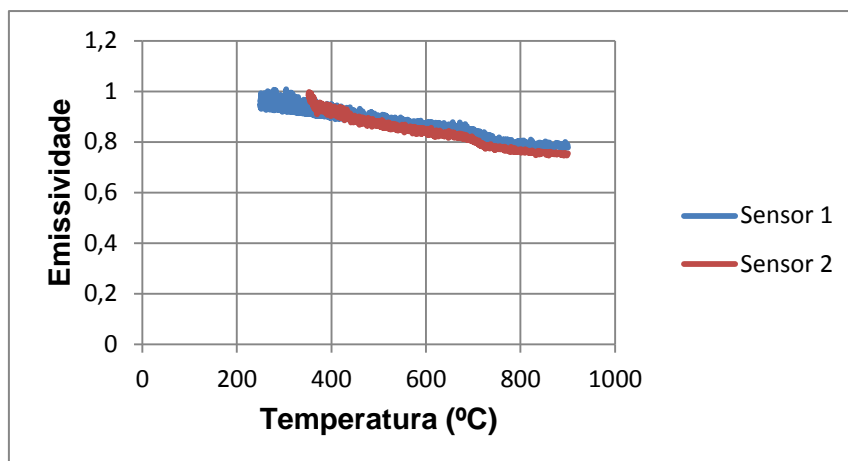


Figura 4.8: Variação da emissividade com a temperatura para o resfriamento da amostra de aço doce oxidada sem proteção gasosa.

Nota-se que a emissividade do material aumenta de maneira aproximadamente linear de um valor aproximado de 0,8 para 800°C, sofre um aumento na taxa de crescimento por volta dos 700°C que é a temperatura de mudança de fase do material e volta a crescer linearmente até aproximar-se da unidade conforme a superfície se resfria.

As curvas de aquecimento e resfriamento para o mesmo aço com superfície lixada com lixa de granulometria 240, conforme a Figura 4.9, e com proteção gasosa são mostradas na Figura 4.10 e Figura 4.11.



Figura 4.9: Condição da superfície para o aço doce, lixada com lixa 240 antes do ensaio.

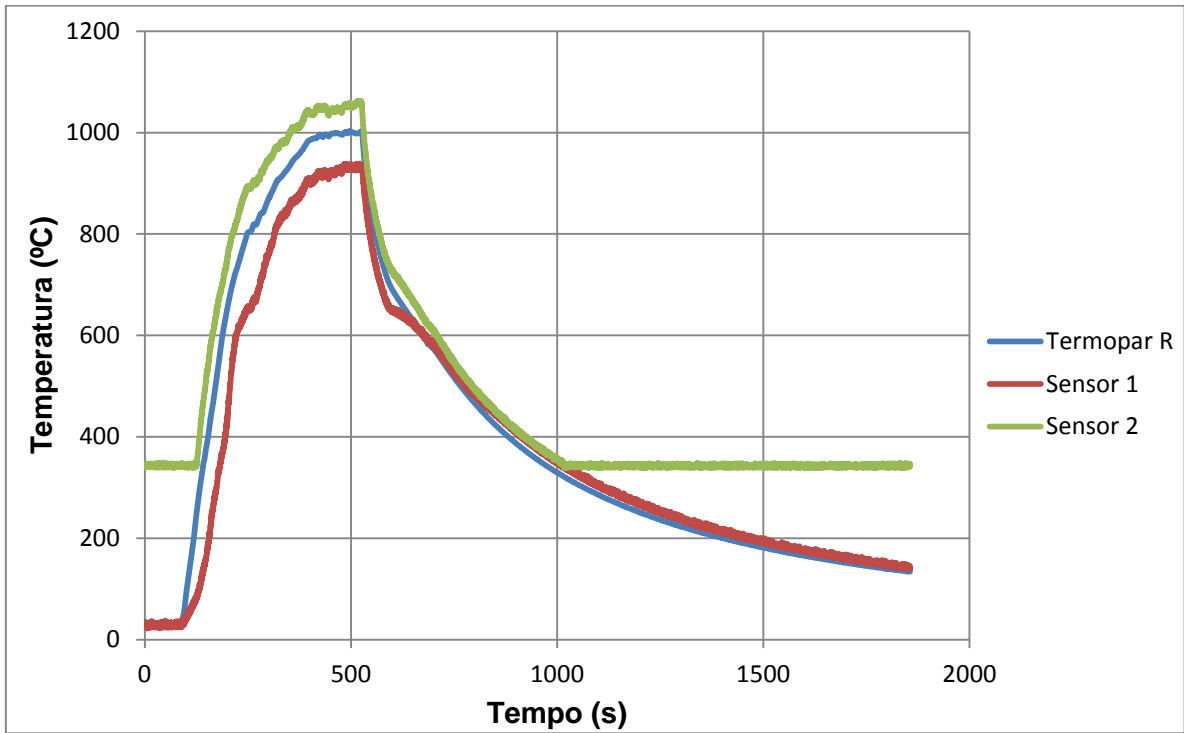


Figura 4.10: Curva de aquecimento e resfriamento da primeira amostra de aço doce lixado com proteção gasosa.

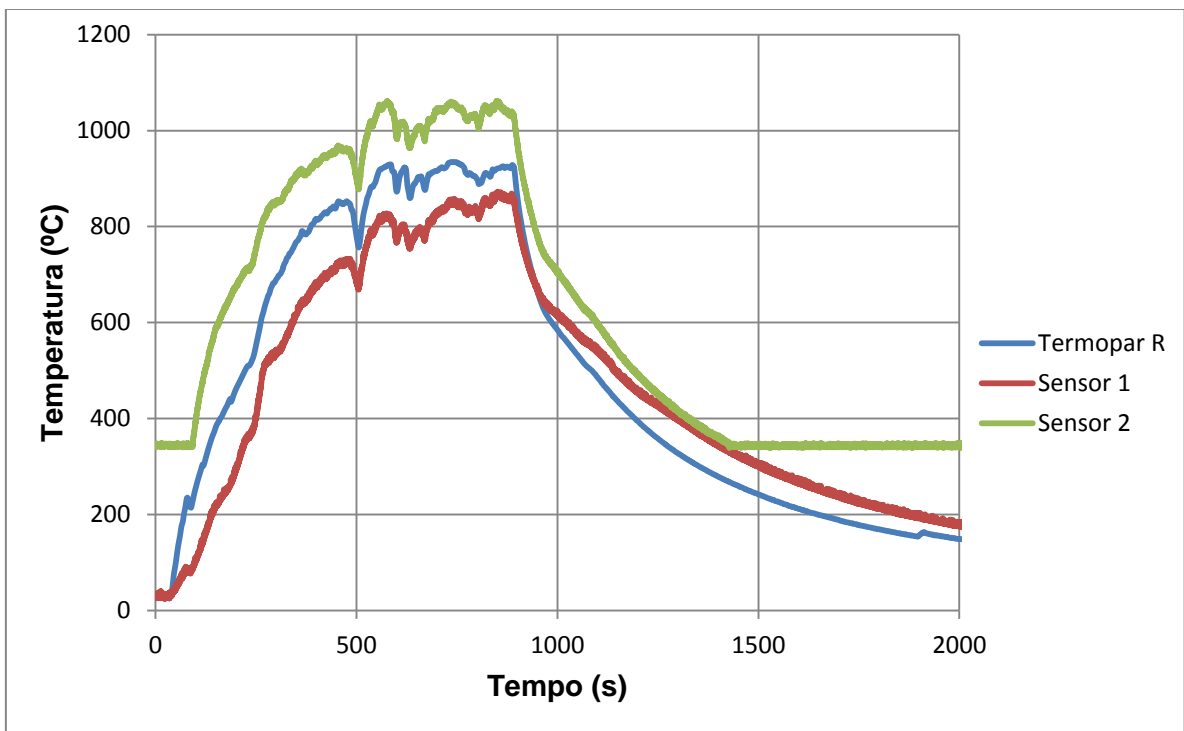


Figura 4.11: Curva de aquecimento e resfriamento da segunda amostra de aço doce lixado com proteção gasosa.

Neste ensaio é possível supor uma boa resposta dinâmica dos três sensores. É ainda observado um comportamento semelhante de ambas as curvas e diferenças significativas dos resultados apresentados para a superfície oxidada. Entretanto, há a ocorrência de fenômenos não previstos originalmente, como

a discrepância significativa das leituras apresentadas pelos sensores infravermelhos durante principalmente a fase de aquecimento, além das elevadas temperaturas registradas pelo sensor 2, superando a temperatura registrada pelo termopar durante todo o experimento.

Uma hipótese para a diferença de temperatura verificada pelos sensores infravermelhos é a emissão preferencial de radiação da superfície lixada em menores comprimentos de onda, mais próximos da banda espectral do sensor 2. Esta hipótese é reforçada pelo fato da diferença de temperatura registrada pelos sensores diminuir no resfriamento, após a superfície ter sofrido apreciável oxidação.

Nota-se que o sensor 1 indica temperaturas mais baixas que o termopar durante toda a fase de aquecimento, como previsto para superfícies de baixa emissividade, uma temperatura muito próxima do termopar durante o resfriamento, para temperaturas entre 900°C e aproximadamente 650°C, devido à oxidação, e posteriormente temperaturas superiores às do termopar.

Uma das hipóteses para esta transição pode ser a mudança da resistência de contato do termopar e a amostra devido à variação volumétrica da peça por conta da expansão térmica ou ainda pela alteração superficial devido a uma possível mudança de fase que também pode ser notada em ambas as curvas de resfriamento em todos os sensores para as mesmas temperaturas próximas a 700°C.

Outra hipótese que contribuiria para o fenômeno seria o efeito da convecção forçada provocada pelo escoamento do gás de proteção na sonda do termopar, resultando em temperaturas mais baixas. Este efeito pode ser comprovado próximo dos 2000 segundos da Figura 4.11, onde houve o fechamento da válvula do cilindro de Ar e interrupção do gás de proteção e consequente aumento da temperatura informada pelo termopar. Apesar de este efeito ser pequeno nesta curva de resfriamento específica, indicando o maior efeito das hipóteses anteriores, ele poderia ser expressivo na curva de resfriamento da Figura 4.10.

A curva de emissividade avaliada somente para o sensor de baixa temperatura para o aquecimento da peça em cada ensaio é ilustrada na Figura 4.12.

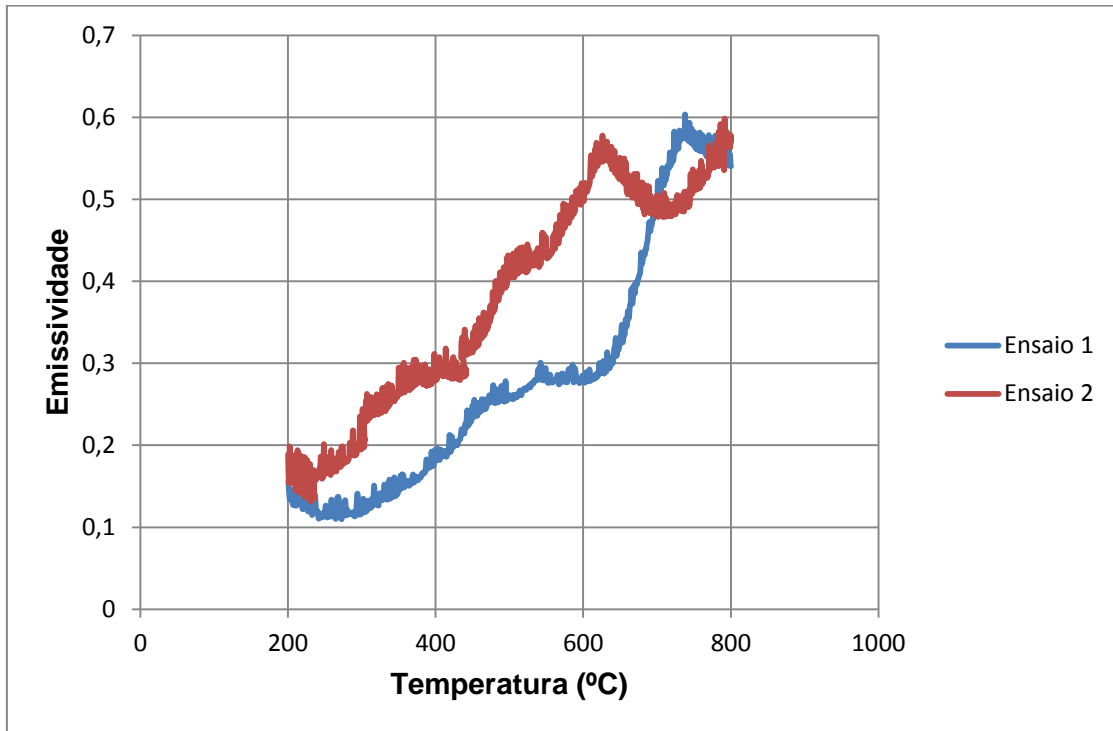


Figura 4.12: Variação da emissividade para o aquecimento do aço doce com superfície lixada e proteção gasosa.

Pode-se observar uma emissividade comum e aproximadamente igual a 0,15 em ambos os ensaios para a superfície em torno de 200°C e o crescimento de seu valor de maneiras distintas conforme se deu o aquecimento em cada ensaio até uma emissividade novamente comum e por volta de 0,55 para a superfície na temperatura de 800°C. Entretanto, não há repetibilidade no resultado.

As curvas de aquecimento e resfriamento para o aço inoxidável martensítico CA-6NM, lixado com lixa de granulometria 240, conforme a Figura 4.13, são representadas na Figura 4.14 e Figura 4.15.



Figura 4.13: Condição da superfície do aço inoxidável martensítico CA-6NM, lixado com lixa 240 antes do ensaio.

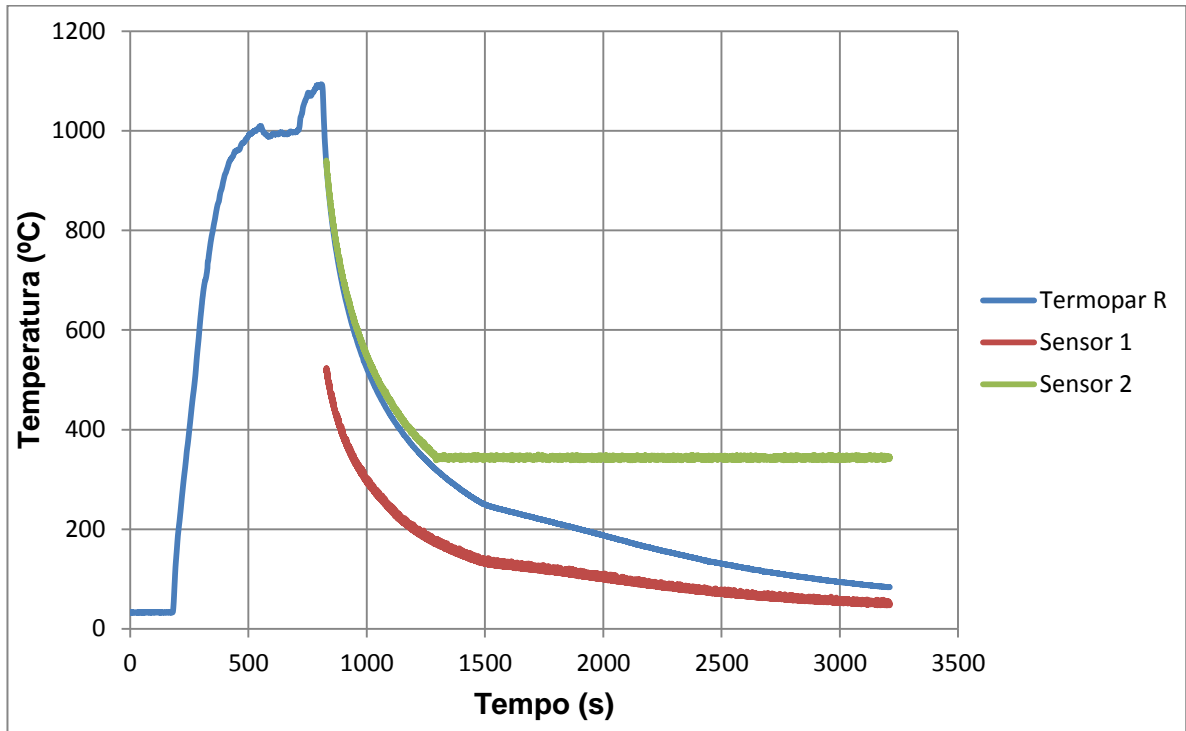


Figura 4.14: Curva de resfriamento da primeira amostra de aço inoxidável CA-6NM lixado com proteção gasosa.

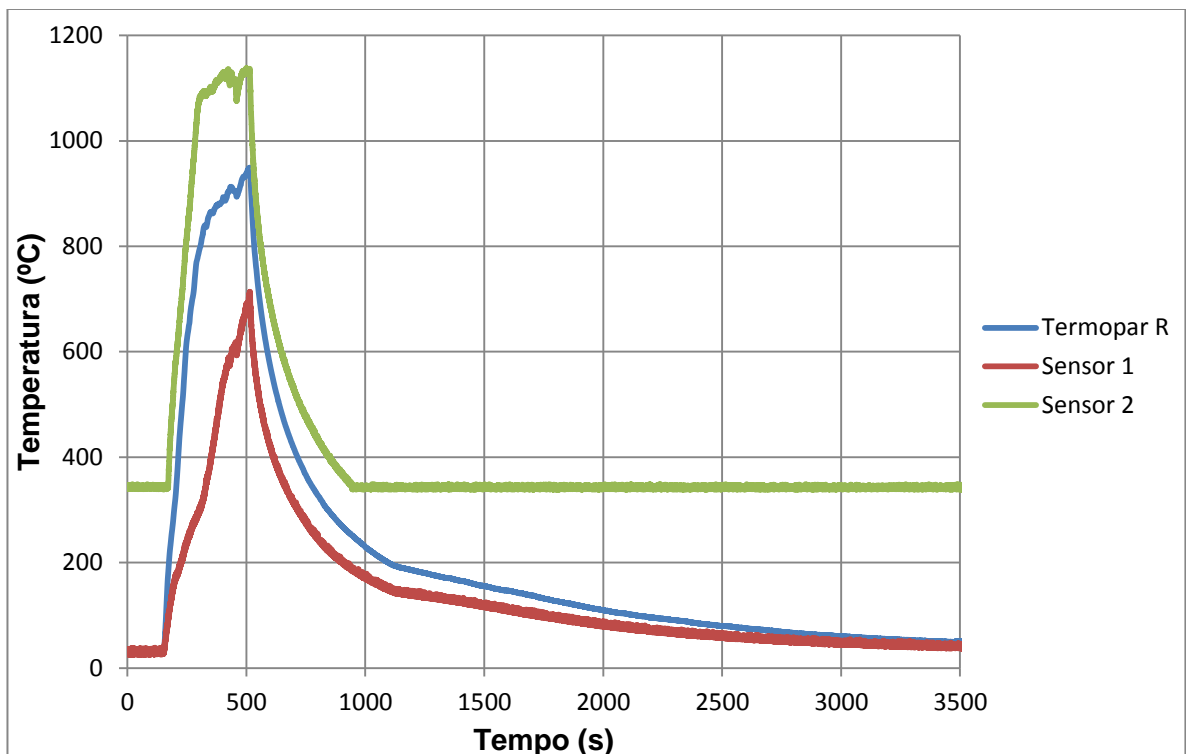


Figura 4.15: Curva de aquecimento e resfriamento da segunda amostra de aço inoxidável CA-6NM lixado com proteção gasosa.

A curva de aquecimento da primeira amostra do aço CA-6NM não está presente pois os sensores infravermelhos foram inadvertidamente desligados durante o processo. Entretanto, pode-se verificar um comportamento similar de ambas as curvas de resfriamento com os resultados para o aço doce

lixado, com o sensor 2 medindo as maiores temperaturas e o sensor 1 registrando as menores temperaturas. Porém, como se trata de um aço resistente à corrosão, o efeito da oxidação no resfriamento foi muito menor e a emissividade da superfície permaneceu reduzida ao analisar as curvas do termopar e do sensor 1.

Pode-se ainda verificar uma redução na taxa de resfriamento para temperaturas entre 100°C e 200°C, indicando uma possível mudança de fase que, para este aço específico, representa a transformação da austenita para martensita.

A curva mostrando o comportamento médio da emissividade do aço CA6-NM durante a fase de resfriamento para o sensor 1 é ilustrada na Figura 4.16.

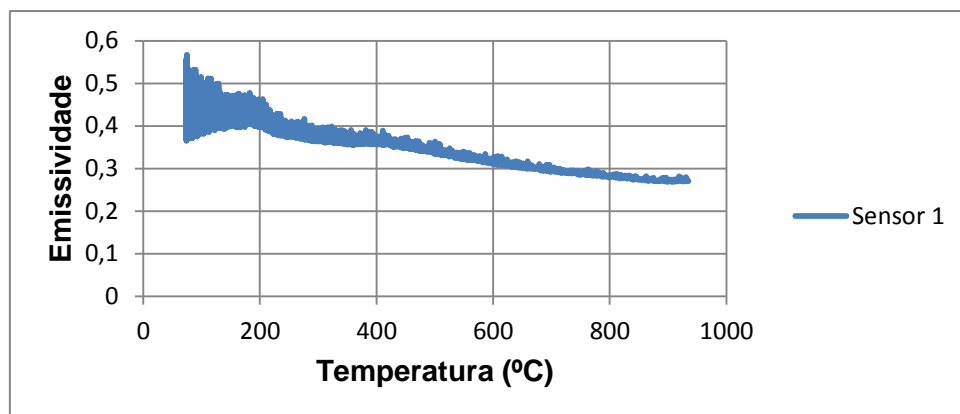


Figura 4.16: Variação da emissividade no resfriamento do aço CA6-NM com superfície lixada e proteção gasosa.

A emissividade média para o sensor 1 aumenta linearmente durante o resfriamento de um valor aproximado de 0,27 para os 900°C até um valor próximo de 0,45 para os 80°C com crescente aumento de incerteza.

As curvas de aquecimento e resfriamento para o metal de deposição 410 NiMo em estado “como depositado”, conforme a Figura 4.17, estão representadas na Figura 4.18 e Figura 4.19.



Figura 4.17: Condição da superfície do aço inoxidável de deposição 410 NiMo, como depositado, antes do ensaio.

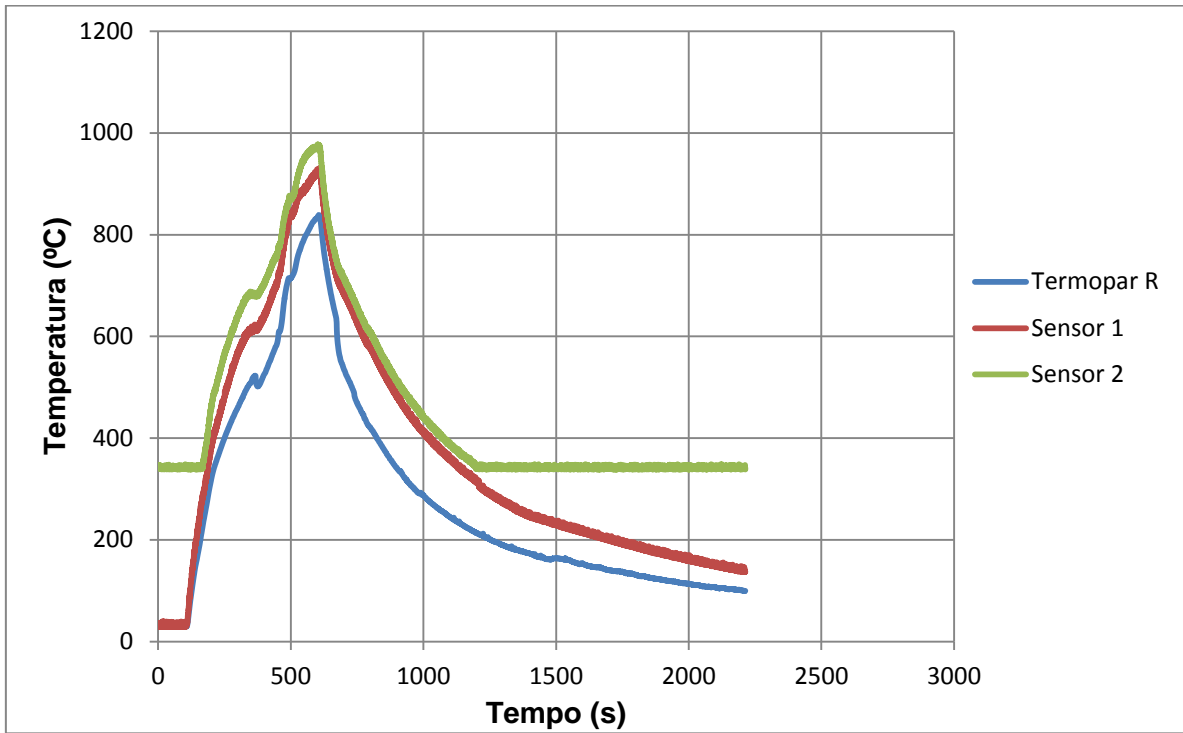


Figura 4.18: Curva de aquecimento e resfriamento da primeira amostra do aço de deposição 410 NiMo, como depositado, com proteção gasosa.

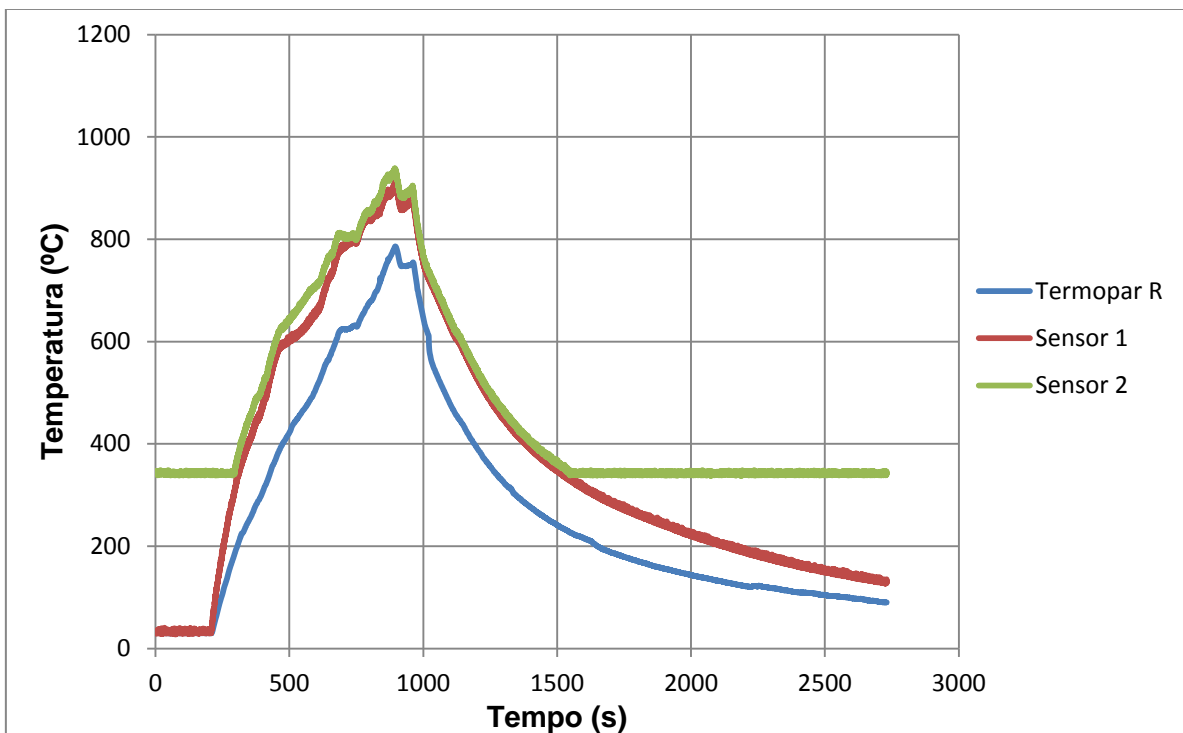


Figura 4.19: Curva de aquecimento e resfriamento da segunda amostra do aço de deposição 410 NiMo, como depositado, com proteção gasosa.

Pode-se notar que em ambos os ensaios a temperatura do termopar mostrou-se sempre inferior às temperaturas informadas pelos sensores infravermelhos e estes apresentaram valores de temperatura muito próximos entre si, em particular, para a curva de resfriamento.

A boa concordância das leituras dos sensores infravermelhos pode ser explicada pela alta emissividade da camada de óxido proveniente do processo de deposição dos cordões de solda, como mostra a Figura 4.17.

Levando-se em conta os resultados da superfície de aço doce oxidada que apresentou um bom contato devido à aderência do termopar junto à camada de óxido formada em alta temperatura, além da boa correspondência dos três sensores em ambas as fases de aquecimento e resfriamento, é razoável supor, neste ensaio, que a temperatura inferior do termopar durante todo o experimento se deve provavelmente e principalmente, à alta resistência térmica de contato devido à reduzida área de contato da junção de medição do termopar com a peça. Neste caso específico, esta resistência térmica de contato foi ainda mais pronunciada levando-se em conta a dificuldade de se fazer uma cavidade apropriada nos cordões de solda que se encontravam com uma dureza muito elevada. Além dos problemas já expostos como o efeito da convecção do gás de proteção que tendem a reduzir ainda mais a temperatura registrada pelo termopar.

5 CONCLUSÕES

As seguintes conclusões podem ser apresentadas na realização deste trabalho:

- As medições feitas com o termopar apenas encostado na cavidade da amostra não são confiáveis devidos, provavelmente e principalmente, à alta resistência térmica de contato observada e podem levar a fenômenos não previstos, como a leitura de temperaturas inferiores às registradas pelos sensores infravermelhos, o que seria absurdo uma vez que as temperaturas lidas pelos detectores de radiação devem ser necessariamente inferiores;
- O efeito da convecção devido ao gás de proteção no termopar contribui ainda mais para que as leituras de temperatura do termopar sejam inferiores a temperatura real da superfície;
- A proteção gasosa não foi suficiente para evitar a formação de óxidos na região de medição;
- Quanto menor a emissividade da superfície, maiores são as discrepâncias de temperatura lida pelos sensores infravermelhos;
- As curvas de resfriamento apresentaram pontos claros de diminuição da taxa de resfriamento em faixas de temperatura específicas, muito similares às temperaturas de mudança de fase dos materiais. Uma hipótese seria o efeito da transformação metalúrgica no resfriamento do material;
- Devido aos erros de medição associados ao termopar não foi possível determinar de maneira quantitativa o valor da emissividade para os materiais em todas as temperaturas, restando apenas uma ideia qualitativa de seu comportamento em faixas de temperatura específicas de resfriamento ou aquecimento;

6 TRABALHOS FUTUROS

Para dar sequência ao estudo, pode-se sugerir como trabalhos futuros:

- Realização de novos experimentos com outro termopar calibrado e soldado à superfície da amostra para estimar o valor da resistência térmica de contato e investigar sua influência nos resultados obtidos;
- Idealizar um novo dispositivo para fazer a proteção gasosa e avaliar sua influência na oxidação da peça para diferentes vazões e posicionamento do bocal;
- Validar a metodologia utilizada medindo padrões;
- Investigar o efeito da transformação metalúrgica nas curvas de resfriamento e nas características emissivas da superfície do material;
- Realizar, em cada ensaio, uma verificação do sinal de saída dos conversores de sinal analógico para evitar erros de *offset*;
- Determinar quantitativamente o valor da emissividade para o aço CA6-NM e o metal de deposição 410 NiMo e validar os resultados com um ensaio de termografia;
- Idealizar um meio de se atingir temperaturas mais elevadas, superiores a temperatura de fusão do material, de modo a possibilitar a termografia em experimentos de soldagem e prototipagem rápida;

7 REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- ACKLAND, K. (2012). *ISA - International Society of Automation*. Acesso em 25 de Abril de 2012, disponível em Site da ISA:
<http://www.isa.org/isaolp/journals/pdf/intech/980648.pdf>
- AKHTAR, A. (1986). *Materials Technology for Turbine Performance. Water Power and Dam Construction*. v.38, n.8.
- ALLENSTEIN, Â. N. (2007). *Estudo da resistência à cavitação do aço inoxidável martensítico CA-6NM nitretado por plasma*. Universidade Federal do Paraná, Curitiba.
- ASM. (1993). *International ASM Handbook: Welding, Brazing and Soldering*.
- ASM, I. (2004). *ASM Handbook: Metallography and Microstructures*.
- ASTM. (2006). *Standard Specification for Castings, Iron-Chromium, Iron-Chromium-Nickel, Corrosion Resistant, for General Application, Designação A743, A743M-06*.
- BAAS. (1996). *Recommended welding procedure for cladding and joining with metal cored wire PZ6166*. Fillarc Weling Industries. Suíça.
- BUSCHINELLI et al. (1996). *Influência do acabamento e porosidade superficial na resistência à erosão por cavitação de revestimentos soldados*.
- CALEX Electronics Limited. (2010). *TL-TE/TI User Manual*. Acesso em 10 de Maio de 2010, disponível em Site da CALEX Electronics Limited:
http://www.calex.co.uk/downloads/manuals/tl-te_tl-ti_man.pdf
- CARDOSO et al. (2003). *Avaliação da influência de gases de proteção contendo diferentes teores de CO2 nas características dos revestimentos soldados visando o reparo de turbinas erodidas por cavitação*.
- ÇENGEL, Y. (2003). *Heat Transfer: A practical Approach Second Edition*. Nova Iorque: McGraw-Hill.
- CRAWFORD, J. D. (1974). *CA-6NM An Update. 29th annual Steel Founders' Society of America Technical and Operating Conference*.
- CUNAT, P. J. (2007). *The Welding Of Stainless Steels*. Euro Inox - The European Stainless Steel Development Association.
- DOEBELIN, E. (2004). *Measurement Systems : application and design*. Nova Iorque: McGraw-Hill Companies, Inc.
- EPRI. (1986). *ELECTRICAL POWER RESEARCH INSTITUTE. Cavitation Pitting Mitigation in Hydraulic Turbines, Volume 1: Guidelines and Recommendations*.
- ESAB. (2004). *Arames Tubulares OK. Catálogo do Fabricante de arames tubulares OK*.
- FLIR Systems. (2004). *Thermo Vision A40M Operator's Manual*. Suécia.
- FOLKHARD, E. (1988). *Welding Metallurgy of Stainless Steels*. Nova Iorque: Springer-Verlag Wien.
- GONÇALVES, B. (2007). *Estudo comparativo da resistência à erosão por cavitação do metal de solda depositado por um arame tubular tipo 13% Cr - 4% Ni - 0,4% Mo e do aço fundido ASTM A743 CA-6NM*. Universidade Federal de Minas Gerais, Belo Horizonte.
- GRACIOSO, J. F. (2003). *Efeito das condições de têmpera na microestrutura e propriedades mecânicas de um aço inoxidável martensítico fundido CA-6NM*. Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis.
- HENKE, S. L. (1998). *Desenvolvimento de procedimento de soldagem do aço inoxidável martensítico macio tipo CA-6NM sem tratamento térmico posterior*. Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis.
- HOLMAN, J. P. (1997). *Heat Transfer, 8ª edição*. McGraw-Hill.

- HOLMBERG. (2002). *Stainless Steels - Their properties and their suitability for welding*. Avessa Polarit Stainless.
- INCROPERA et al. (2007). *Fundamentals of Heat and Mass Transfer Sixth Edition*. John Wiley & Sons.
- MOREIRA, L. (7 de Setembro de 2002). *Medição de Temperatura Usando-se Termopar*. Acesso em 23 de Abril de 2012, disponível em Cerâmica Industrial: http://www.ceramicaindustrial.org.br/pdf/v07n05/v7n5_6.pdf
- NICOLAU et al. (2008). *Determinação experimental de emissividades de materiais cerâmicos*. 52º Congresso Brasileiro de Cerâmica. UFSC, Florianópolis.
- NIEDERAU, H. J. (1977). *State of development of soft martensitic stainless chromium nickel steels*. Climax Molibdenium Company: Kurt H. Miska.
- PEREIRA et al. (2001). *Estudo comparativo do reparo por soldagem dos aços inoxidáveis martensíticos AISI 410 e CA-6NM*. Curitiba.
- PEREIRA, A. S. (2000). *Desenvolvimento de procedimento de reparo por soldagem em aços inoxidáveis martensíticos, com metal de adição similar sem tratamento térmico posterior*. Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis.
- PERIN, A. (2009). *Desenvolvimento de um equipamento para medição de emissividade - Dissertação de Mestrado*. UFRGS, Porto Alegre.
- SFSA. (2004). *STEEL FOUNDERS' SOCIETY OF AMERICA. Steel Castings Handbook: Supplement 8-92 High Alloy Data Sheets Corrosion Series*.
- SILVA, G. (21 de Setembro de 2005). *Escola Superior de Tecnologia de Setúbal*. Acesso em 10 de Janeiro de 2012, disponível em Termopares - Dispositivos utilizados para medir temperatura: <http://www.dem.feis.unesp.br/maprotec/educ/mcm1/termopares-dispositivos%20utilizados%20para%20medir%20temperatura.pdf>
- STRAUBE, H. (1988). *Developments for additional improvement of low carbon martensitic Cr-Ni stainless steel*. Conference of Materials in Turbo-Machinery Design, Cambridge.
- THALBERG, e. (2002). *High deposition welding of Francis Turbine Runners for the Three Gorges Dam project*. Svetsaren.
- VAZ, C. T. (2004). *Avaliação da resistência à erosão por cavitação do metal de soldas produzidas com consumíveis tipo 13% Cr - 4% Ni - 0,4% Mo*. Universidade Federal de Minas Gerais, Belo Horizonte.