

PERDAS DE CALOR EM CUBAS ELETROLÍTICAS PARA A PRODUÇÃO DE ALUMÍNIO - MODELAGEM E EXPERIMENTAÇÃO

Ciro Rodrigues Kato



Tese apresentada à Escola de Engenharia
de São Carlos, da Universidade de São
Paulo, como parte dos requisitos para
obtenção do título de Doutor em
Engenharia Mecânica.

ORIENTADOR: Prof. Dr. Fernando Eduardo Milioli

SÃO CARLOS
1999



Class.	TESE-EESC
Cutt.	2859
Tombo	167/99

311 0000 6980

S/S 1053334

Ficha catalográfica preparada pela Seção de Tratamento
da Informação do Serviço de Biblioteca – EESC/USP

K19p

Kato, Ciro Rodrigues

Perdas de calor em cubas eletrolíticas para a
produção de alumínio : modelagem e experimentação /
Ciro Rodrigues Kato. -- São Carlos, 1999.

Tese (Doutorado) -- Escola de Engenharia de São
Carlos-Universidade de São Paulo, 1999.

Área: Engenharia Mecânica.

Orientador: Prof. Dr. Fernando Eduardo Milioli.

1. Alumínio. 2. Cubas eletrolíticas. 3. Modelagem
térmica. 4. Análise numérica. 5. Diferenças finitas.
6. Condução de calor. I. Título.


FOLHA DE APROVAÇÃO

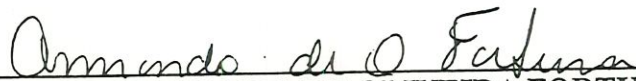
Candidato: Engenheiro **CIRO RODRIGUES KATO**

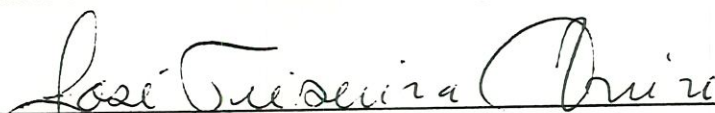
Tese defendida e aprovada em 20.08.1999
pela Comissão Julgadora:


Prof. Doutor **FERNANDO EDUARDO MILIOLI (Orientador)**
(Escola de Engenharia de São Carlos - Universidade de São Paulo)

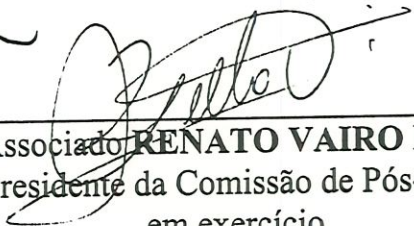

Prof. Doutor **JOSMAR DAVILSON PAGLIUSO**
(Escola de Engenharia de São Carlos - Universidade de São Paulo)


Prof. Doutor **MARIO PINOTTI JUNIOR**
(Escola de Engenharia de São Carlos - Universidade de São Paulo)


Prof. Doutor **ARMANDO DE OLIVEIRA FORTUNA**
(Instituto de Ciências Matemáticas e Computação - USP)


Prof. Titular **JOSÉ TEIXEIRA FREIRE**
(Universidade Federal de São Carlos - UFSCar)


Prof. Associado **ARTHUR JOSÉ VIEIRA PORTO**
Coordenador da Área de Engenharia Mecânica


Prof. Associado **RENATO VAIRO BELHOT**
Vice-Presidente da Comissão de Pós-Graduação
em exercício

Ao meu pai,

Vivo em nossas memórias,

À minha mãe,

Incentivadora e sempre otimista.

AGRADECIMENTOS

À minha esposa Rita pelo incentivo , compreensão e paciência por eu trocar horas de dedicação à ela por horas de estudo;

À Laura, minha filha, fonte de inspiração, energia, motivação e alegria;

À ALCOA ALUMÍNIO SA pelo incentivo ao desenvolvimento pessoal de seus funcionários;

Ao meu irmão Edilson e ao amigo Roberto, pelo incentivo;

Ao meu orientador Fernando Eduardo Milioli pela orientação eficiente;

Aos colegas, funcionários e professores do Departamento, também parte deste trabalho.

SUMÁRIO

LISTA DE FIGURAS	vii
LISTA DE TABELAS	xi
LISTA DE SÍMBOLOS	xiii
RESUMO	xv
ABSTRACT	xvi
1 INTRODUÇÃO	1
1.1 História do alumínio	1
1.2 Indústria do alumínio no Brasil	2
1.3 Descrição do processo e da cuba eletrolítica	3
1.4 Necessidade da pesquisa	11
1.5 Objetivos	13
1.6 Revisão da literatura	14
1.6.1 Condução de calor em cubas eletrolíticas – Publicações Nacionais	14
1.6.2 Modelagem matemática de condução de calor em cubas eletrolíticas	15
1.6.3 Outros desenvolvimentos numéricos em cubas eletrolíticas	23
1.6.4 Medições de fluxo de calor em cubas eletrolíticas	24
1.6.5 Materiais e reações físico-químicas em cubas eletrolíticas	27
1.7 Delineamento da Tese	29
2 MEDIÇÃO DE PERDAS DE CALOR EM CUBAS ELETROLÍTICAS PARA A PRODUÇÃO DE ALUMÍNIO	31
2.1 Introdução	31
2.2 Equipamento de medição de fluxo de calor	34
2.3 Equipamento e método de investigação experimental	35
2.3.1 Requisitos e escolha do instrumento	35
2.3.2 Características do instrumento	39
2.3.3 Efeito de carga	46
2.3.4 Estudo das entradas	48
2.4 Calibração dos transdutores	50
2.4.1 Descrição do equipamento de calibração dos transdutores	50

LISTA DE FIGURAS

FIGURA 1.2.1 – Vista aérea da ALCOA Alumínio SA – Poços de Caldas.....	4
FIGURA 1.3.1 – Secção transversal típica de cuba eletrolítica de tecnologia "Soderberg"	5
FIGURA 1.3.2 – Secção transversal típica de cuba eletrolítica de tecnologia "Pre-Baked"	5
FIGURA 1.3.3 – Vista frontal da cuba eletrolítica "Soderberg" de Poços de Caldas	6
FIGURA 1.3.4 – Secção transversal da cuba eletrolítica "Soderberg" - Poços de Caldas.....	8
FIGURA 1.3.5 – Detalhe da metade da secção transversal do ânodo "Soderberg" de Poços de Caldas.....	9
FIGURA 1.3.6 – Detalhe da metade da secção transversal do cátodo "Soderberg" de Poços de Caldas.....	10
FIGURA 2.1.1 – Vista das cubas no interior da Sala de Cubas da ALCOA Alumínio SA – Poços de Caldas	32
FIGURA 2.1.2 - Sensor de fluxo de calor do tipo "medalha"	33
FIGURA 2.1.3 - Sensor de fluxo de calor do tipo assintótico.....	34
FIGURA 2.3.1 - Distribuição de calor típica numa cuba eletrolítica de tecnologia "Soderberg"	37
FIGURA 2.3.2 - Transdutor termoeletrico para medição de fluxo de calor	38
FIGURA 2.3.3 - Unidade móvel com microvôltmetro e registradores de temperatura.....	39
FIGURA 2.3.4 - Leituras de Temperatura - Determinação da precisão	40
FIGURA 2.3.5 - Leituras de microvoltagem - Determinação da precisão.....	41
FIGURA 2.3.6 - Histograma de microvoltagem - Determinação da precisão	41
FIGURA 2.3.7 - Histograma de temperatura - Determinação da precisão	42
FIGURA 2.3.8 - Temperatura x Tempo - Determinação do tempo de estabelecimento.....	44
FIGURA 2.3.9 - Microvoltagem x tempo - Determinação do tempo de estabelecimento.....	45
FIGURA 2.3.10 - Microvoltagem x Tempo - Determinação do tempo mínimo entre leituras	46
FIGURA 2.3.11 – Fator de correção do efeito aleta "Fin Factor" em função da temperatura	47
FIGURA 2.3.12 - Esquema do meio de medida e entradas	49
FIGURA 2.3.13 - Magneto para fixação dos transdutores	49
FIGURA 2.4.1 - Conjunto da placa de calibração.....	51
FIGURA 2.4.2 - Bloco central de calibração.....	51
FIGURA 2.4.3 - Prato superior	52

FIGURA 2.4.4 - Prato inferior	52
FIGURA 2.4.5 - Anel espaçador	53
FIGURA 2.4.6 - Quadro suporte do prato	53
FIGURA 2.4.7 - Fiação do bloco central de referência	54
FIGURA 2.4.8 – Conjunto de calibração	54
FIGURA 2.4.9 – Unidade com Variacs, fonte e estabilizadores	55
FIGURA 2.4.10 - Fatores de calibração CTD - Medidas realizadas em Poços de Caldas	59
FIGURA 2.4.11 - Fatores de calibração CTD x Temperatura - Calibrador americano	60
FIGURA 2.4.12 – Correlação entre temperatura e microvoltagem dos transdutores termoelétricos	62
FIGURA 2.5.1 - Posições laterais das leituras de perda de calor no cátodo	63
FIGURA 2.5.2 - Posições esquemáticas das leituras sobre o "casing" do ânodo	64
FIGURA 2.5.3 - Posições esquemáticas das leituras na cabeceira da cuba eletrolítica	65
FIGURA 2.5.4 - Posições de medidas no fundo da cuba	65
FIGURA 2.5.5 – Fixação do transdutor sem magneto	66
FIGURA 2.5.6 – Fixação do transdutor com magneto	66
FIGURA 2.5.7 - Fluxograma esquemático dos erros para cálculo do fluxo de calor	73
FIGURA 2.5.8 - $q_i \times q_o$. Determinação da equação de calibração devido à impedância dos equipamentos usados nas medições	74
FIGURA 2.6.1 - Exemplo de distribuição de fluxo de calor medido na lateral de uma cuba	78
FIGURA 2.6.2 - Fluxo de calor pela lateral das cubas para diferentes graus de isolamento .	78
FIGURA 3.1.1 - Modelo básico para a solução do problema do cátodo	84
FIGURA 3.2.1 - Domínio trabalhado para o problema do cátodo	87
FIGURA 3.2.2 - Esquematização da transformação do domínio de fronteiras arbitrárias no plano físico em plano transformado	88
FIGURA 3.2.3 - Plano físico x, y mostrando posições dos contornos $\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3, \text{ e } \sigma_4$	90
FIGURA 3.2.4 – Coordenadas no plano físico mostrando linhas de η e ξ constantes	91
FIGURA 3.2.5 - Plano transformado (ξ, η)	91
FIGURA 3.2.6 – Exemplo de grade de discretização no domínio transformado	93
FIGURA 3.2.7 – Definição das coordenadas de contorno da malha no domínio físico. Coordenada x	97
FIGURA 3.2.8 – Definição das coordenadas de contorno da malha no domínio real. Coordenada y	97
FIGURA 3.2.9 – Linhas de contorno do domínio físico do cátodo	98
FIGURA 3.2.10 - Rede após 6200 interações e fator de sobre relaxamento de 0,7	99

FIGURA 3.2.11 - Vista tridimensional da matriz coordenada x da transformação.....	99
FIGURA 3.2.12 - Vista tridimensional da matriz coordenada y da transformação.....	99
FIGURA 3.2.13- Sistema natural de coordenadas não ortogonal para a solução do problema do cátodo.....	100
FIGURA 3.2.14 - Vista tridimensional do coeficiente de controle de espaçamento de malhas $P(\xi,\eta)$	102
FIGURA 3.2.15 - Vista tridimensional do coeficiente de controle de espaçamento de malhas $Q(\xi,\eta)$	102
FIGURA 3.2.16 - Sistema de coordenadas não ortogonal para a solução do problema do cátodo. Rede atraída para a abcissa $\xi = 10$ e ponto $\xi, \eta = (10,15)$	103
FIGURA 3.3.1 - Volume de controle elementar no plano transformado.....	105
FIGURA 3.4.1 - Secção transversal do cátodo com temperaturas de contorno de resultados de experimentação.....	110
FIGURA 3.4.2 - Definição dos materiais de revestimento do cátodo no domínio da secção transversal sem barra coletora.....	112
FIGURA 3.4.3 - Definição dos materiais de revestimento do cátodo no domínio da secção transversal com barra coletora.....	113
FIGURA 3.5.1 - Isotermas sobre a malha transformada. Caso de secção transversal sem barra coletora.....	114
FIGURA 3.5.2 - Isotermas sobre a malha transformada. Caso de secção transversal com barra coletora.....	114
FIGURA 3.5.3 - Vista tridimensional da matriz de temperaturas na secção transversal do cátodo. Caso de secção transversal sem barra coletora.....	115
FIGURA 3.5.4 - Vista tridimensional da matriz de temperaturas na secção transversal do cátodo. Caso de secção transversal com barra coletora.....	115
FIGURA 3.5.5 - Isotermas sobre o domínio real. Secção sem barra coletora.....	116
FIGURA 3.5.6 - Isotermas sobre o domínio real. Secção com barra coletora.....	116
FIGURA 3.5.7 - Fluxo de calor calculado a partir do modelo proposto versus o fluxo de calor medido. Caso de secção transversal sem barra coletora.....	119
FIGURA 3.5.8 - Fluxo de calor calculado a partir do modelo proposto versus o fluxo de calor medido. Caso de secção transversal com barra coletora.....	119
FIGURA 4.1.1 - Modelo básico para a solução do problema do ânodo.....	123
FIGURA 4.2.1 - Domínio a ser trabalhado.....	124
FIGURA 4.3.1 - Divisão do domínio em volumes de controle.....	124
FIGURA 4.4.1 - Esquemática da posição de leitura de temperaturas no ânodo.....	128

FIGURA 4.4.2 – Temperaturas de contorno usadas no modelo em °C	130
FIGURA 4.4.3 - Isotermas do ânodo a partir da Matriz Temperaturas de Contorno	130
FIGURA 4.4.4 - Posição da abóboda cozida no ânodo	132
FIGURA 4.4.5 – Constantes térmicas do ânodo	133
FIGURA 4.4.6 – Condutividade térmica do aço em função da temperatura	134
FIGURA 4.4.7 – Resistividade elétrica do aço em função da temperatura	135
FIGURA 4.5.1 - Isotermas do ânodo. Caso sem pino	136
FIGURA 4.5.2 - Isotermas do ânodo. Caso com pino externo e 10 dias pós levantamento	137
FIGURA 4.5.3 - Temperaturas no interior do ânodo.....	138
FIGURA 4.5.4 – Comparação entre temperaturas internas do ânodo medidas e estimadas pelo modelo.....	140
FIGURA 4.5.5 - Comparação dos fluxos de calor medidos na lateral da carcaça do ânodo versus valores preditos pelo modelo.....	141
FIGURA 5.2.1 – Indicador não financeiro Vida útil das cubas	145
FIGURA 5.2.2 – Indicador não financeiro Problemas de ânodo	145
FIGURA 5.2.3 – Evolução do indicador Produção de Alumínio.....	146

LISTA DE TABELAS

TABELA 2.3.1 – Resultados de Microvoltagem e de Temperatura. Determinação da precisão.....	40
TABELA 2.3.2. Determinação da constante de tempo.....	43
TABELA 2.3.3 - Temperatura x Tempo - Determinação do tempo de estabelecimento.....	43
TABELA 2.3.4 - Microvoltagem x tempo - Determinação do tempo de estabelecimento....	44
TABELA 2.3.5 - Microvoltagem x tempo - Determinação do tempo mínimo entre leituras	46
TABELA 2.4.1 - Tabela de calibração dos transdutores	58
TABELA 2.4.2 - Fatores de calibração CTD – Medidas realizadas em Poços de Caldas.....	59
TABELA 2.4.3 - Fatores de calibração CTD – Medidas realizadas nos Estados Unidos	60
TABELA 2.4.4 - Equações de calibração CTD (fatores de calibração) e coeficientes de determinação dos ajustes	61
TABELA 2.4.5 – Correlação entre temperatura e microvoltagem dos transdutores termoeletricos.....	62
TABELA 2.5.1 - Fluxo de calor esperado (teórico a partir da calibração).....	74
TABELA 2.5.2 - Fluxo de calor calculado a partir da leitura na unidade móvel.....	74
TABELA 2.6.1 - Resumo dos balanços térmicos realizados durante experimentação.....	76
TABELA 2.6.2 - Comparação dos resultados do presente experimento com resultados obtidos em medições na década de 80.....	77
TABELA 2.6.3 - Leituras de fluxo de calor pela lateral da cuba para diferentes níveis de isolamento.....	78
TABELA 2.6.4 - Comparação de balanço térmico realizado em Poços de Caldas com resultados da literatura.....	79
TABELA 3.4.1 – Leituras de temperaturas do banho e do metal	109
TABELA 3.4.2 - Coeficientes térmicos dos materiais usados no cátodo	111
TABELA 3.5.1 – Comparação do fluxo de calor calculado pelo modelo com o fluxo de calor medido durante o balanço térmico das cubas. Caso de secção transversal sem barra coletora	118
TABELA 3.5.2 – Comparação do fluxo de calor calculado pelo modelo com o fluxo de calor medido durante o balanço térmico das cubas. Caso de secção transversal com barra coletora	118
TABELA 4.4.1 – Temperaturas nas superfícies lateral e superior do ânodo.....	129
TABELA 4.4.2 – Leitura de temperaturas do banho eletrolítico	129

TABELA 4.4.3 - Medição da posição da abóboda cozida.....	131
TABELA 4.4.5 - Coeficientes térmicos dos materiais do ânodo	132
TABELA 4.5.1 - Temperaturas no interior do ânodo.....	138
TABELA 4.5.2 – Comparação entre temperaturas internas do ânodo medidas e estimadas pelo modelo.....	139
TABELA A1 - Estudo de capacidade do sistema de calibração dos transdutores termoeletricos. AVALIAÇÃO DO MÉTODO DE FIXAÇÃO DOS TRANSDUTORES NO PRATO DE CALIBRAÇÃO	148
TABELA A2 ¹ - Estudo de capacidade do sistema de calibração dos transdutores termoeletricos. AVALIAÇÃO DO MÉTODO DE FIXAÇÃO DOS TRANSDUTORES NO PRATO DE CALIBRAÇÃO – CÁLCULO DOS COEFICIENTES DE CALIBRAÇÃO .	148

LISTA DE SÍMBOLOS

CTD	Fator de calibração dos transdutores	BTU/ μ V.ft ² h
C _p	Calor específico à pressão constante	J/Kg.K
∂	Diferencial	
d	Derivada	
Delta %	Erro percentual relativo	
E _a	Erro absoluto	
E _r	Erro percentual relativo	
E _{rsq}	Erro estatístico	
E, V	Voltagem	Volt
ξ	Coordenada horizontal do domínio transformado	
Fin factor	Fator de correção do efeito aleta	
ϕ	Variável genérica	
i	Entrada	
i _d	Entrada desejada	
i _m	Entrada modificante	
i _i	Entrada interferente	
I	Corrente elétrica da cuba	Ampère
K	Coefficiente de transferência de calor por condução	W/m.K
K _e	Sensibilidade estética do instrumento	μ V.pé ² /KW
ma	Miliamperagem	miliampères
μ V _{TD} , TD μ V	Microvoltagem do transdutor	Microvolts
μ V	Microvoltagem	μ V
η	Coordenada vertical do domínio transformado	
q _o	Saída de fluxo de calor	
q _i	Entrada de fluxo de calor	
q	Fluxo de calor	W/m ²
Q	Perda de calor	Watt
ρ	Massa específica	Kg/m ³
σ	Identificação da face do domínio real	
σ^*	Identificação da face do domínio transformado	
t	Tempo	
T	Temperatura	°C
τ	Constante de tempo	

u	Quantidade medida	
V_{1-2}	Voltagem de referência entre pontos 1 e 2	Volts
W	Potência	Watt
x	Coordenada horizontal do domínio real	
y	Coordenada vertical do domínio real	

RESUMO

Neste trabalho foram desenvolvidos dois modelos matemáticos bidimensionais de condução de calor para o cátodo e para o ânodo de cubas eletrolíticas do tipo ALCOA S100 para a produção de alumínio. Os modelos foram desenvolvidos para servirem de ferramentas para que engenheiros de processo possam usar para definir melhores configurações de projeto de cátodo e ânodo, contemplando posicionamento dos isolamentos térmicos, dimensões e tipos de materiais visando a redução de perdas térmicas. Realizou-se um trabalho experimental de calibração de um equipamento construído para medição de fluxo de calor. Experimentos foram desenvolvidos para a determinação de perdas de calor e temperaturas nas cubas. Medições das perdas térmicas totais, temperaturas nas superfícies, e as temperaturas do banho eletrolítico e colchão de metal foram realizadas. Estas medições foram usadas para o desenvolvimento e validação dos modelos. No desenvolvimento do modelo térmico de condução de calor para o ânodo, usou-se o Sistema Cartesiano de Coordenadas numa região retangular simplesmente conexa com geração interna de calor. Devido à sua geometria irregular desenvolveu-se o modelo para o cátodo considerando um Sistema Generalizado de Coordenadas, sem geração interna de calor. Os resultados das isotermas obtidas dos modelos foram semelhantes às encontradas na literatura existente. As predições dos modelos matemáticos mostraram-se bastante satisfatórias quando comparadas aos dados experimentais.

Palavras-chave: Condução de calor; modelo bidimensional; alumínio; cubas eletrolíticas; diferenças finitas.

ABSTRACT

In this research work it was developed two bidimensional mathematical thermal models of heat conduction for the cathode and anode of the ALCOA's S100 electrolytic cell for aluminum production. The models were developed to be used as tools for process engineers when working on the definition of better design configurations of cathodes and anodes, considering the position, dimensions and type of thermal insulation, looking for the reduction of the thermal losses. An experimental work of calibration was done on an equipment constructed to measure heat flux. Experimental research was conducted for the determination of the heat losses and shell temperatures of the cells during the operation. Full thermal losses balances, shell temperatures and bath and metal pad temperatures were done on the pots. These data were used for the development and validation of heat conduction models. For the development of the heat conduction model for the anode, it was used the Cartesian System of Coordinate over a rectangular area simply connected with internal power generation. Due to the irregular geometry of the cross section of the cathode, the problem of the cathode was solved using the Generalized System of Coordinate without internal power generation. The isotherms results from the models were similar to the solutions met at the existing literature. The predictions from the models show satisfactory results when compared with the experimental data.

Key words: heat conduction; bidimensional model; aluminum; electrolytic pot; finite difference;

CAPÍTULO 1

INTRODUÇÃO

1.1 – HISTÓRIA DO ALUMÍNIO

“ O alumínio é o terceiro mais abundante elemento na crosta da Terra com 7,3 % do total, atrás somente do oxigênio e da sílica. Devido à sua reatividade química, o alumínio nunca é encontrado em sua forma metálica, mas mais comumente como minerais como aluminatos e silicatos”. (MANNWEILER, 1994) *.

“Em 1825, o físico dinamarquês H. C. Orsted produziu poucas miligramas de alumínio por redução térmica de cloreto de alumínio com amálgama de potássio. Em 1854, o professor francês St ClaireDeville produziu alumínio de tetracloroaluminato de sódio fundido por redução térmica. Os processos ainda eram caros e Deville recebeu subsídio do governo francês através do imperador Napoleão III . O Imperador apresentou amostras do metal em exibição mundial em Paris. A produção de Deville foi transformada em alguns capacetes militares, num jogo de jantar de alumínio e em alguns brinquedos para a família imperial. O alumínio produzido naquela época custava mais do que o ouro.

O processo de redução eletrolítica foi independentemente desenvolvido em 1886 por Herout na França e por Hall nos Estados Unidos. A primeira célula eletrolítica comercial operava com 600 Ampères (em 90 anos, este valor já chegou a 300.000 Ampères).

Uma produção de alumínio com menor custo se iniciou em 1889 com a eletrólise de uma solução de óxido de alumínio dissolvido em criolita fundida a 975 °C. Este foi o ano do nascimento do presente processo” (GRJOTHEIM & WELCH, 1980).

* MANNWEILER, U. (1994). RDC Publicação interna. Suíça

Durante os primeiros 50 anos deste século, a taxa de crescimento anual da produção do alumínio foi de 7 a 9 %, enquanto que nos anos 50 a taxa foi de 5% ao ano. A partir de 1970 a taxa se estabilizou entre 1 e 3 %. Até o período após a Segunda Guerra Mundial, o consumo anual de alumínio no mundo ocidental foi menor do que 1 milhão de toneladas, alcançando 3 milhões de toneladas em 1960, 8 milhões em 1970, 12 milhões em 1980 e 16 milhões em 1990. No ano 2000 a produção mundial pode atingir 20 milhões de toneladas ” (MANNWEILER, 1994)*.

A produção de alumínio moderna envolve dois processos industriais independentes. O primeiro para a obtenção do óxido de alumínio ou alumina, e o segundo para a redução do óxido de alumínio em alumínio. Para a redução, é requerido alumina de alta pureza, carbono e energia elétrica. Na própria fábrica, a corrente alternada é transformada diretamente em corrente contínua. Esta corrente alimenta as cubas eletrolíticas ligadas em série. A ligação das cubas em série permite a operação das mesmas com a mesma intensidade de corrente.

As principais matérias primas requeridas pelo processo Hall-Hérout para produzir uma tonelada de alumínio são aproximadamente 4 toneladas de bauxita para produzir 2 toneladas de alumina pelo Processo Bayer¹, 0,4 a 0,5 toneladas de ânodo de carbono² e de 13 a 15 MWh de energia elétrica.

1.2 – INDÚSTRIA DO ALUMÍNIO NO BRASIL

No Brasil, as Fábricas de alumínio primário existentes são:

- ALCOA (Aluminum Company of America – Multinacional americana) com fábricas em Poços de Caldas MG e ALUMAR em São Luís MA. Capacidade total de 281.400 toneladas de alumínio por ano³;

* MANNWEILER, U. (1994). RDC Publicação interna. Suíça

¹ Processo Bayer. Consiste na moagem da bauxita, mistura com soda cáustica, filtração, precipitação do hidróxido de alumínio, e calcinação para finalmente se obter a alumina.

² Ânodo de carbono. Constituído de 70% a 85% de coque de petróleo calcinado e 15% a 30% de piche siderúrgico.

³ Fonte: Página internet da ABAL Associação Brasileira do Alumínio – 22 Janeiro de 1999.

- ALCAN (Aluminum Canadá - Multinacional canadense) em Ouro Preto MG e em Salvador BA. Capacidade total de 102.500 toneladas de alumínio por ano¹;
- CBA (Companhia Brasileira de Alumínio – Grupo Votorantin) em Sorocaba SP. Capacidade total de 221.000 toneladas de alumínio por ano¹;
- BILLITON na VALESUL em Santa Cruz RJ e ALUMAR São Luís MA. Capacidade total de 206.900 toneladas de alumínio por ano¹;
- ALUVALE na VALESUL em Santa Cruz RJ. Capacidade total de 51.500 toneladas de alumínio por ano¹;
- ALBRÁS no Pará. Capacidade total de 344.700 toneladas de alumínio por ano¹.

A Figura 1.2.1 mostra a vista aérea da fábrica de alumínio da ALCOA em Poços de Caldas. A Fábrica de Poços de Caldas é constituída dos seguintes setores:

- Mineração. Extração da bauxita de minas na própria cidade;
- Refinaria. Transformação da bauxita em óxido de alumínio pelo Processo Bayer;
- Redução. Transformação da alumina em alumínio pelo Processo Hall-Hérolt;
- Lingotamento. Transformação do metal líquido em tarugos ou lingotes;
- Fábrica de pó. Transformação do metal líquido em pó de alumínio;
- Fábrica de cabos e condutores elétricos. Transformação do metal líquido em cabos e condutores elétricos.

1.3 – DESCRIÇÃO DO PROCESSO E DA CUBA ELETROLÍTICA

O alumínio é produzido em células eletrolíticas por meio do processo Hall Heroult. No processo Hall, a redução do óxido de alumínio Al_2O_3 (alumina) ocorre de acordo com a equação:



¹ Fonte: Página internet da ABAL Associação Brasileira do Alumínio – 22 Janeiro de 1999.

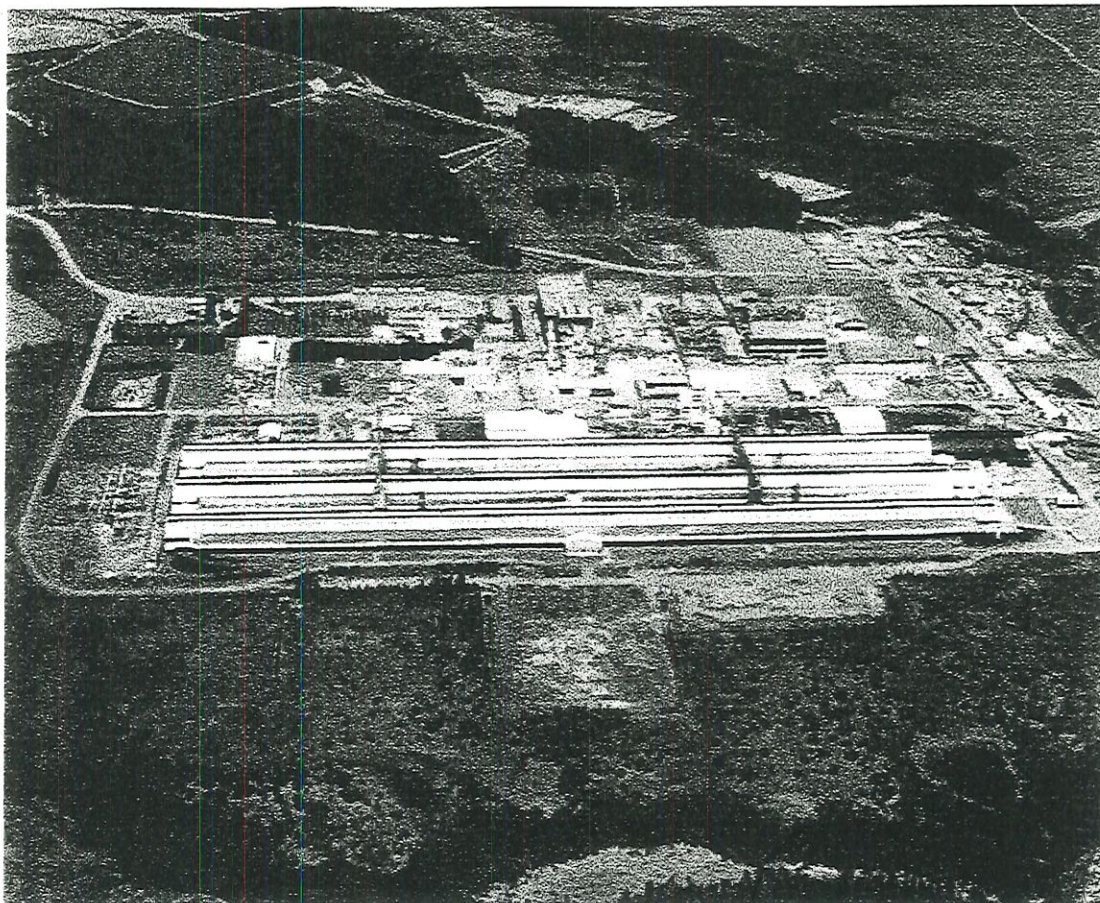


FIGURA 1.2.1 – Vista aérea da ALCOA Alumínio SA – Poços de Caldas

As células eletrolíticas são comercialmente conhecidas como cubas eletrolíticas, operam ligadas em série, presentes em diferentes tamanhos e projetos, em diferentes tecnologias. As cubas eletrolíticas dividem-se em dois diferentes grupos diferenciados pelo tipo de tecnologia. A tecnologia conhecida como “Soderberg” e a “Pre-baked”, onde a diferença está no projeto do ânodo. Forma-se e cozinha-se o único ânodo de uma cuba “Soderberg” na própria cuba, enquanto que forma-se e cozinha-se os vários ânodos de uma cuba “Pre-baked” em fábricas de ânodo e em fornos de cozimento, fora da Sala de Cubas. As Figuras 1.3.1 e 1.3.2 ilustram as secções transversais de uma cuba eletrolítica “Soderberg” e de uma cuba “Pre-Baked”, respectivamente.

A cuba “Soderberg” é constituída por cátodo, ânodo e banho eletrolítico. Suas dimensões superam larguras de 3 m e comprimentos de até 12 m. O ânodo, elemento consumido na redução da alumina, é composto de coque e piche, e é sustentado por vários pinos de aço e um “casing”. O cátodo é constituído de uma carcaça de aço revestida de

material isolante, materiais refratários, e materiais carbonáceos, que por sua vez ficam em contato com o banho eletrolítico e o alumínio. O banho eletrolítico é composto por fluoreto de alumínio, criolita e por alumina dissolvida. A criolita é um fluoreto duplo de alumínio de sódio (Na_3AlF_6). A função do banho eletrolítico é de dissociar a alumina e conduzir corrente elétrica durante a reação de redução.

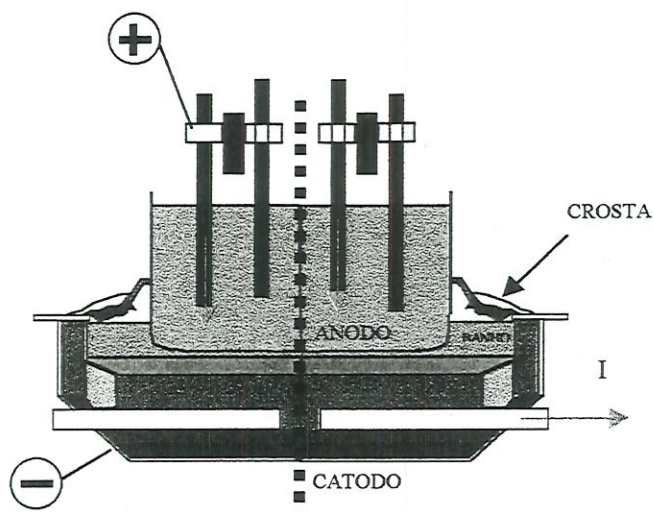


FIGURA 1.3.1 – Seção transversal típica de cuba eletrolítica de tecnologia “Soderberg”

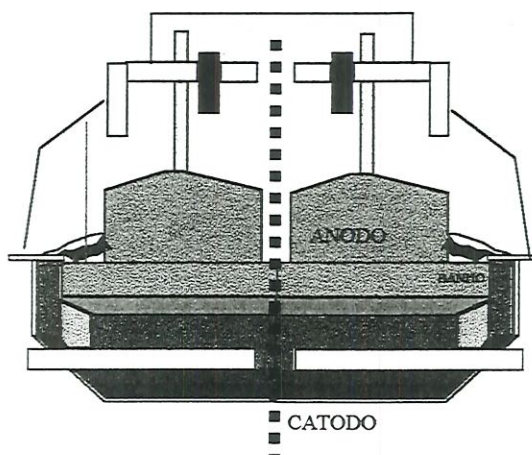


FIGURA 1.3.2 – Seção transversal típica de cuba eletrolítica de tecnologia “Pre-Baked”

Para que a reação de redução ocorra, há necessidade que se alimente as cubas com uma corrente elétrica do tipo contínua. Existem projetos de cubas com níveis de corrente desde 70.000 Ampères até 300.000 Ampères. A corrente entra no ânodo por meio dos pinos de aço ou hastes de alumínio, passa pelo banho eletrolítico onde promove a reação de redução da

alumina, entra no cátodo, é coletada por barras coletoras de aço indo para barramentos de alumínio, os quais conduzem a corrente para a cuba seguinte. O caminho da corrente pela cuba está esquematizado na Figura 1.3.1.

Na operação da cuba de tecnologia “Soderberg”, a alumina é adicionada nas laterais das cubas por meio de veículos especiais. Uma crosta formada por banho e alumina forma-se nas laterais da cuba, “vedando” a cavidade do cátodo. A posição da crosta está indicada na Figura 1.3.1. Veículos especiais de quebram e afundam a crosta e a alumina dentro do banho eletrolítico, realizando então a chamada alimentação da cuba¹. Após esta operação, um veículo de adição de alumina “veda” novamente a cuba com a adição de mais alumina na lateral da cuba. A alumina presente no banho eletrolítico é então reduzida, havendo a deposição do alumínio líquido sobre o cátodo. O alumínio líquido é então retirado da cuba por meio de painéis ou cadinhos com sistema de aspiração. A Figura 1.3.3 mostra a vista frontal da cuba eletrolítica de tecnologia “Soderberg” existente em Poços de Caldas.

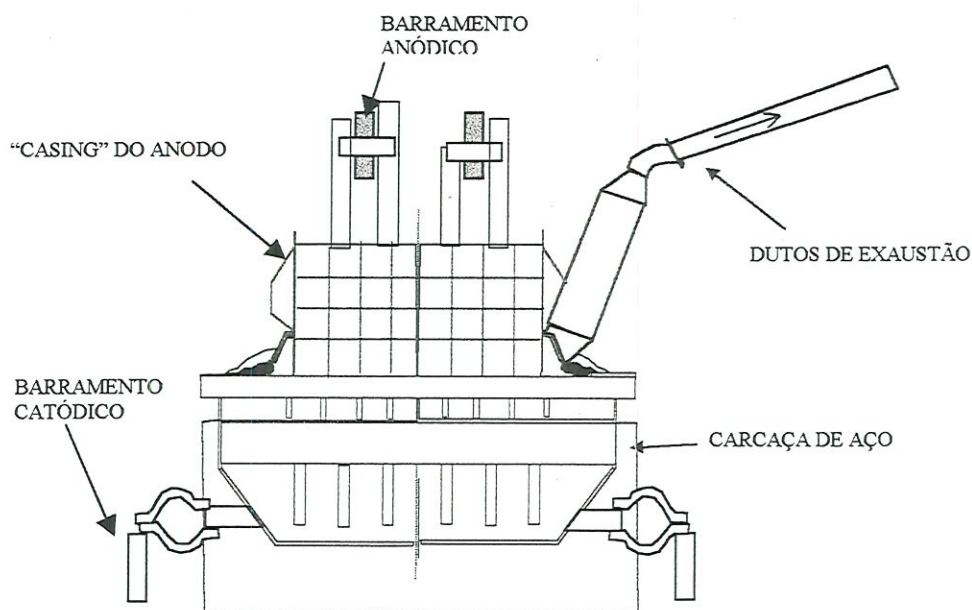


FIGURA 1.3.3 – Vista frontal da cuba eletrolítica “Soderberg” de Poços de Caldas

¹ Alimentação da cuba. Adição de alumina no banho eletrolítico.

A corrente elétrica contínua é conduzida até os pinos do ânodo pelos barramentos anódicos de alumínio. O ânodo é formado dentro de uma caixa de aço conhecida como “casing” do ânodo.

A coleta dos gases resultantes do processo eletrolítico (fluoretos, hidrocarbonetos, monóxido e dióxido de carbono) é realizada por um sistema de exaustão composto por uma chaminé de queima de gases e por tubos de ferro fundido que conduzem os gases até um tubo principal na sala de cubas. Os gases vão para um sistema de lavagem a seco¹ o qual usa alumina como material adsorvente. A alumina deste processo retorna para o processo após a adsorção de fluoreto gasoso.

A carcaça de aço do cátodo é sustentada por berços de aço apoiados sobre colunas de concreto. A corrente elétrica após entrar no cátodo, passar através das barras coletoras para o barramento catódico, é conduzida até o barramento anódico da cuba seguinte por feixes flexíveis de alumínio.

Os materiais utilizados no cátodo de cubas eletrolíticas se dividem em três classes principais:

- Materiais carbonáceos: De maneira geral são os materiais que estão em contato com o alumínio e o banho líquidos. Estes materiais são de base antracítica, grafitizada ou com adições de grafite, que possuem como características principais alta condutividade térmica e elétrica em altas temperaturas e boa resistência à oxidação e abrasão.
- Materiais refratários: São posicionados logo abaixo dos materiais carbonáceos. Além de função estrutural e de sustentação, estes materiais servem de barreira física protetora dos materiais posicionados abaixo destes isolantes. Estes servem de barreira para o sódio e outros elementos do banho eletrolítico que provocam a degradação dos materiais isolantes.
- Materiais isolantes: Em geral revestem a carcaça de aço do cátodo, estando desta forma posicionados entre os materiais refratários e a carcaça. Nas células eletrolíticas industriais, estes são em geral à base de vermiculita ou silicato de cálcio. Estes materiais têm como características a baixa densidade, baixa

¹ Sistema de lavagem a seco. Também conhecido por Reator. É constituído por uma câmara com um leito de alumina fluidizada por gases extraídos da cuba.

condutividade térmica e são facilmente degradáveis pela penetração do banho eletrolítico e sódio gasoso da evaporação do banho. Um projeto adequado de cátodo é fundamental para que a degradação destes materiais seja minimizada, de forma a não haver alteração das propriedades iniciais dos materiais durante os anos de operação das cubas eletrolíticas. As propriedades de isolamento são importantes para que a cuba eletrolítica tenha um baixo consumo de energia por quantidade de alumínio produzido.

A Figura 1.3.4 mostra metade da seção transversal da cuba eletrolítica “Soderberg”, destacando os constituintes do cátodo.

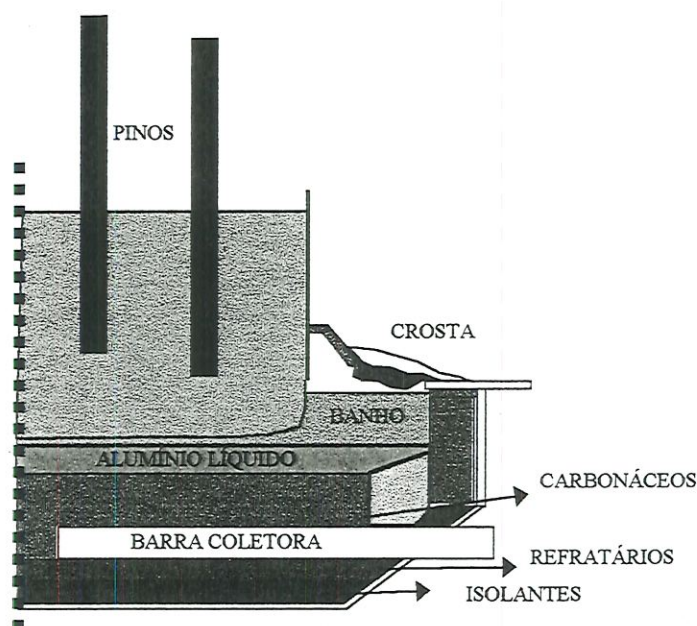


FIGURA 1.3.4 – Seção transversal da cuba eletrolítica “Soderberg” - Poços de Caldas

As reações do processo de redução, combinadas com a resistência do banho eletrolítico, são as maiores fontes geradoras de energia térmica. Outras fontes de energia térmica são os elementos resistivos ânodo e cátodo.

Normalmente numa cuba eletrolítica, a maior parte da energia térmica gerada é perdida na forma de calor para o meio.

Os pontos de perda de calor são todas as superfícies externas da cuba. Desde os berços inferiores que sustentam a carcaça da cuba, até os pinos superiores de entrada de corrente elétrica na cuba.

A Figura 1.3.5 mostra os elementos constituintes do ânodo “Soderberg”.

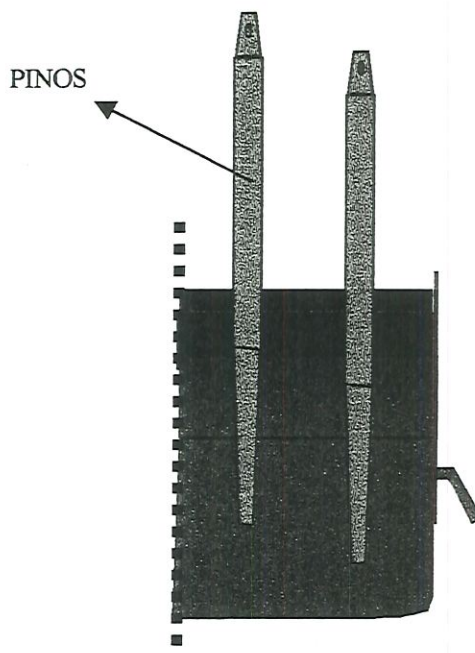


FIGURA 1.3.5 – Detalhe da metade da seção transversal do ânodo “Soderberg” de Poços de Caldas

O ânodo “Soderberg” é constituído de uma caixa de aço que molda um bloco anódico formado por aproximadamente 70% de coque de petróleo calcinado derivado de refinarias de petróleo, e 30% de piche derivado da indústria siderúrgica com ponto de amolecimento de aproximadamente 110 °C.

O coque e o piche são misturados a aproximadamente 170 °C em uma fábrica de pasta anódica, onde estes elementos se transformam em uma pasta e logo após solidificam-se em forma de briquetes. Os briquetes são adicionados no topo do ânodo. Temperaturas de aproximadamente 150 °C provocam o amolecimento do briquete no topo do ânodo da cuba em operação.

Pinos cilíndricos de aço posicionados verticalmente sustentam a massa anódica, e conduzem a corrente elétrica. Outra função dos pinos é a de servir de alavanca para extrudar o ânodo na caixa de aço (“casing” do ânodo), conforme o ânodo é consumido pelo processo de eletrólise. As cubas de Poços de Caldas possuem 50 pinos verticais.

A Figura 1.3.6 mostra os elementos constituintes do cátodo Soderberg.

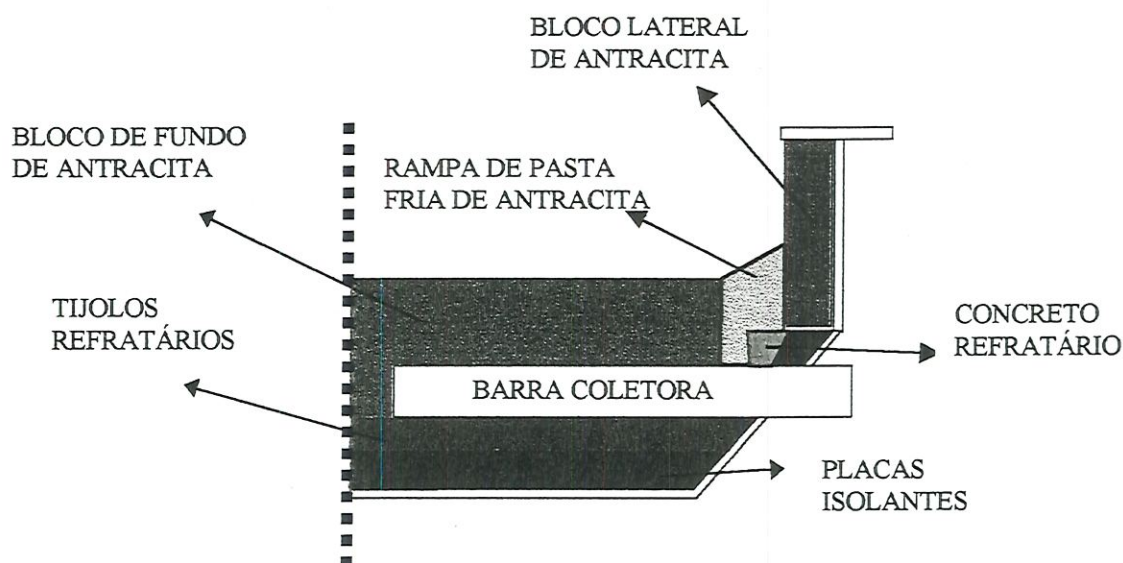


FIGURA 1.3.6 – Detalhe da metade da seção transversal do cátodo Soderberg de Poços de Caldas

Os elementos carbonáceos em contato com os líquidos durante a operação da cuba são:

- Bloco de Fundo: É um bloco cozido, constituído de antracita eletricamente calcinada ou grafite. Tem como características alta condutividade elétrica e térmica à altas temperaturas, e alta resistência à abrasão;
- Pasta fria¹: Material pastoso constituído de antracita eletricamente calcinada e piche. Fica posicionada entre blocos de fundo e a periferia do cátodo. Tem como função principal o preenchimento das juntas entre os blocos de fundo. Tem propriedades próximas às de um bloco cozido de antracita;
- Bloco lateral: Bloco cozido, constituído de antracita eletricamente calcinada ou grafite. Fica posicionado na lateral da carcaça. Tem como função o revestimento lateral da carcaça, resistindo aos efeitos abrasivos e degradativos do banho eletrolítico.

¹ Pasta Fria. É dita “fria” pelo fato de estar em estado pastoso à temperatura ambiente. Usa-se para isso, piche de Ponto de Amolecimento de 50 °C.

As barras coletoras possuem função exclusiva de conduzir a corrente elétrica para fora do cátodo. São construídas de aço laminado SAE 1020. As barras coletoras são chumbadas¹ em cavidades existentes dentro dos blocos de fundo.

Os elementos refratários existentes no cátodo são:

- Concreto refratário. Tem como função servir de barreira física para os isolantes na periferia do cátodo. Seus componentes básicos são sílica, alumina e cimento.
- Lajotas refratárias. Têm como função servir de barreira física para os isolantes no fundo do cátodo. Seus componentes básicos são sílica e alumina.

Os isolantes existentes no cátodo, em geral posicionados em contato com a carcaça, são feitos de materiais à base de vermiculita ou silicato de cálcio. Possuem a função básica de isolar termicamente o cátodo diminuindo as perdas térmicas pela carcaça. Devido às baixas densidades dos mesmos, os isolantes são extremamente sensíveis ao ataque de compostos existentes no banho eletrolítico. É por este fato que se requer materiais refratários posicionados sobre estes, servindo de barreira, principalmente para elementos como o sódio e o próprio alumínio líquido.

1.4 - NECESSIDADE DA PESQUISA

Os modelos matemáticos em cubas eletrolíticas para a produção de alumínio são importantes ferramentas de apoio ao engenheiro de processos na definição do melhor projeto de cuba, visando a redução das perdas térmicas e conseqüentemente a redução do custo de produção de alumínio e conservação do meio ambiente.

Ilustrando com um exemplo de uma cuba de Poços de Caldas, para uma cuba com 117.500 A e voltagem de 4,85 V terá uma potência média de 570 KW. Esta cuba utilizará apenas 260 KW para produzir o alumínio, perdendo o restante, portanto 310 KW, na forma de energia térmica para o ambiente. No processo de eletrólise da alumina, é grande a

¹ Chumbadas. Refere-se à forma com que a barra coletora de aço é conectada ao bloco de fundo de antracita. A conexão pode ser de ferro fundido, pasta de antracita e piche ou de composto de grafite, limalha de ferro e piche.

necessidade de redução da energia perdida na forma de calor para o ambiente. Pequenas reduções no consumo de energia por cuba correspondem a grandes economias na conta de energia elétrica da empresa no final do ano.

Modelos térmicos unidimensionais são mais comuns e mais simples, mas apresentam estimativas e resultados de fluxo de calor pouco fiéis aos valores reais. Já os resultados de modelos bidimensionais se aproximam mais da realidade, e permitem que se estime o balanço térmico total de uma cuba eletrolítica.

No sistema ALCOA existem os dois tipos de tecnologia de cubas eletrolíticas para a produção do alumínio: “Pre-baked” e “Soderberg”. Para a tecnologia “Pre-baked”, BRUGGEMAN & DANKA (1993) desenvolveram um modelo bidimensional no Centro Técnico ALCOA nos Estados Unidos. Este é um modelo de grande utilidade para o refinamento dos projetos de cátodo de cubas do tipo “Pre-baked”. Já para a tecnologia “Soderberg”, não se têm modelos que auxiliem o engenheiro na otimização dos projetos. O modelo ALCOA desenvolvido para tecnologia “Pre-baked” não se aplica no caso “Soderberg” devido principalmente à diferença de projeto do ânodo e ao tipo de alimentação das cubas. Para o caso de cubas “Pre-baked”, a alimentação é pontual no centro da cuba e automática, enquanto que para o caso de cubas “Soderberg”, a alimentação é mecânica e pelas laterais da cuba.

Esta pesquisa é de considerável importância especialmente para a ALCOA Poços de Caldas, que possui um custo de energia elétrica muito alto devido principalmente à posição geográfica da fábrica, situada numa região bastante desenvolvida do Brasil, entre os grandes centros urbanos de São Paulo, Rio de Janeiro e Belo Horizonte.

Como a energia elétrica é um dos principais e mais caros insumos na fabricação de alumínio, a fábrica de Poços de Caldas será mais competitiva no mercado se reduzir o seu consumo de energia na produção do alumínio.

É ainda muito importante o conhecimento da posição das isoterms no cátodo, já que isoterms entre 800 e 850 °C cruzando o bloco de fundo, podem implicar na precipitação de fases sólidas (mulita e nephelina) do banho eletrolítico no interior do bloco de fundo (SORLIE, 1994 p 145). Esta solidificação nos poros do bloco de fundo, combinada com as forças compressivas as quais os blocos de fundo estão submetidos, podem provocar o aparecimento de trincas nos mesmos. O aparecimento de trincas nas extremidades dos blocos

de fundo favorece a penetração de banho e alumínio líquidos durante a operação da cuba, que muitas vezes induzem o vazamento das cubas¹, diminuindo a vida útil² da mesma.

1.5 - OBJETIVOS DO TRABALHO

Os objetivos principais deste trabalho são:

a - Checar a capacidade de um instrumento de medição de fluxo de calor construído em Poços de Caldas, para a execução de medições precisas e acuradas de perdas térmicas para cálculo do balanço térmico das cubas de Poços de Caldas;

b - Realizar balanços térmicos em cubas eletrolíticas, afim de se detectar potenciais de aperfeiçoamento de projeto, objetivando redução de consumo de energia por tonelada de alumínio produzida;

c - Obter dados de fluxo de calor e temperaturas, que permitam a calibração e validação de modelos de condução de calor em cubas eletrolíticas.

d - Desenvolver modelos de condução de calor para determinação das posições das isoterms no ânodo e no cátodo das cubas eletrolíticas para a produção de alumínio da ALCOA Poços de Caldas.

¹ Vazamento da cuba. Ocorrência de vazamento de alumínio ou banho líquido da cavidade da cuba.

² Vida útil da cuba. Total de dias de produção de uma cuba usando um determinado cátodo.

1.6 - REVISÃO DA LITERATURA

1.6.1 – CONDUÇÃO DE CALOR EM CUBAS ELETROLÍTICAS - PUBLICAÇÕES NACIONAIS

SANTOS (1986) publicou artigo comemorativo de 100 anos do processo Hall-Hérault na Associação Brasileira de Metalurgia. O autor descreve a história do desenvolvimento e dos progressos científicos e tecnológicos da indústria do alumínio.

MARTINS (1986) discutiu os desenvolvimentos mais relevantes para a evolução do processo de produção de alumínio relacionados ao modelamento matemático magnético, térmico e mecânico. O autor mostrou a evolução da tecnologia comercial de produção de alumínio em cubas eletrolíticas e descreveu a importância dos modelos computacionais: “ O modelamento de fluxos térmicos em células eletrolíticas é essencial no projeto de células de baixo consumo energético. O isolamento térmico do cátodo gera economia de energia, mas pode causar instabilidades capazes de impossibilitar a formação de crosta sólida, denominada “lombo”, nas laterais do cátodo, para proteção do revestimento lateral. O balanceamento dos fluxos térmicos em diferentes áreas da célula é necessário para a formação do lombo” ... “ O modelamento térmico portanto é uma ferramenta essencial no projeto de células eletrolíticas. É interessante notar que as dificuldades de modelamento matemático e medições de resultados são menores que no caso do problema magnético, porém ainda são usadas aproximações principalmente a redução de um corpo tridimensional para bidimensional por um corte transversal. A existência de métodos razoavelmente simples e confiáveis para medições de temperaturas e fluxo térmico simplifica o trabalho nesta área”.

GOMES (1987) em publicação nacional descreveu a experiência da ALCAN de Aratu BA, trabalhos de mudança do projeto do cátodo, usando cálculo térmico unidimensional pelas laterais do cátodo, e mudanças do projeto do ânodo com o alargamento do mesmo. Como consequência, descreveu os efeitos na performance das cubas em função das modificações operacionais realizadas. Com o foco principal na diminuição do consumo de energia elétrica, foram realizadas modificações no revestimento do cátodo de um grupo de cubas teste, de forma a se ter menor emissão térmica e portanto menor voltagem de operação, mantendo-se ao mesmo tempo a eficiência de corrente das cubas. Os ânodos foram alargados de forma a reduzir a perda ôhmica no banho proporcionalmente à redução da perda térmica.

O autor descreveu que foram realizadas medições de fluxo térmico nas regiões laterais superiores do cátodo, apresentando valores maiores que 3000 W/m^2 , principalmente na região de interface banho - metal. Em seu modelo unidimensional considerou as perdas de calor por radiação e por convecção da carcaça da cuba para o ar, igualando-as com o calor transferido por condução através do revestimento lateral. Um equacionamento convencional de transferência de calor por radiação, convecção e condução de calor foi usado.

BRANT (1988) apresentou as características principais do processo Hall-Héroult, destacando-se a evolução do consumo de energia elétrica, o estágio atual da tecnologia, e os futuros desenvolvimentos nesta área. O perfil da indústria do alumínio primário no Brasil foi descrito, comparando-se a tecnologia empregada atualmente e a melhor tecnologia disponível. Os desenvolvimentos de tecnologia foram apresentados, bem como as contribuições que a indústria do alumínio dá para a racionalização do uso de energia elétrica no Brasil.

O autor descreveu adicionalmente os dois tipos de cuba “Soderberg” existentes: pinos verticais e pinos horizontais. Diferenciou ainda as variações existentes na tecnologia “Pre-baked” : alimentação lateral e alimentação central. Sua publicação apresentou um fluxograma do processo que detalhou todas as etapas do processo de produção do alumínio em que se consome energia elétrica.

1.6.2 - MODELAGEM MATEMÁTICA DE CONDUÇÃO DE CALOR EM CUBAS ELETROLÍTICAS

Como o processo eletrolítico para a produção de alumínio é um processo relativamente complexo e a cada dia mais competitivo, trabalhos de modelagens numéricas e experimentação tornaram-se muito importantes para as fábricas de alumínio. Com o aparecimento da solução de problemas matemáticos através de métodos numéricos, facilitados pelo desenvolvimento de computadores cada vez mais velozes e acessíveis às indústrias, observou-se na literatura o surgimento de vários modelos matemáticos de cubas eletrolíticas desenvolvidos fora do Brasil.

HAUPIN (1971) calculou o fluxo de calor e a espessura do banho sólido nas paredes laterais de uma cuba eletrolítica usando formulações unidimensionais. O autor destacou a importância da existência do banho sólido nas paredes da cuba para a proteção dos materiais.

Os valores calculados de fluxo de calor e espessura do banho sólido nas laterais concordaram bem com os valores medidos na interface com o banho. Entretanto na região de interface com o metal, o fluxo de calor calculado foi de 30 a 40% maior, correspondendo a uma estimativa menos espessa do banho sólido na lateral. Esta discrepância foi atribuída à resistência térmica adicional de um filme de eletrólito líquido sempre presente na interface entre metal líquido e banho sólido.

LAURIA & VADLA (1972) determinaram o efeito de paredes laterais do cátodo de grafite usando um modelo unidimensional de transferência de calor, concluindo que a substituição de laterais convencionais monolíticas por blocos pré-cozidos de grafite é mais efetiva para a formação de banho sólido nas laterais, e permite a ocorrência de um espaço operacional maior entre a lateral do cátodo e o ânodo da cuba. O equacionamento foi similar ao publicado por HAUPIN (1971).

EK & FLADMARK (1973) apresentaram um método para cálculo das temperaturas e da corrente elétrica no cátodo de cubas eletrolíticas. Os campos de temperatura e corrente foram descritos por dois pares de equações quasi-lineares elípticas de forma bidimensional com condições de contorno apropriadas. Os autores apresentaram um método para balanço de massa e energia de uma cuba completa. O método levou em consideração a produção de alumínio e o consumo de energia em todas as partes da cuba. Os modelos foram comparados com medidas na cuba em operação e bons resultados foram obtidos. No modelo termoelétrico, o mecanismo de transferência de calor assumido foi o de condução de calor pura.

Foram também determinados o fluxo de calor e a densidade de corrente elétrica. O fluxo de calor e a distribuição de temperaturas foram usados para estudar o balanço térmico das cubas. Apesar de o modelo assumido para o cátodo ser de condução, foi levado em consideração a radiação nas superfícies da carcaça da cuba.

ARAI & YAMAZAKI (1975) com o objetivo de obter o melhor balanço térmico de uma cuba eletrolítica, desenvolveram um modelo bidimensional térmico para prever as variações de isolamento do cátodo, intensidade de corrente e temperatura de banho. As perdas de calor de células eletrolíticas experimentais foram medidas com boa acuracidade por meio de medidores de fluxo de calor. Foi registrado pouca discrepância entre os valores medidos e os estimados pelo modelo em situações de Regime Permanente. As equações básicas de balanço térmico foram usadas no trabalho. As medições de perda de calor foram comparadas com o calor perdido por radiação e convecção teórico.

Como conclusão, os autores reportaram que o consumo de energia pôde ser otimizado com o ajuste da densidade de corrente do ânodo. As medidas de perda de calor na célula eletrolítica foram conduzidas com suficiente acuracidade e as diferenças das perdas de calor medidas e calculadas foram desprezíveis, provando que o modelo atendeu aos requisitos propostos.

SULMONT & HUDAULT (1978) desenvolveram um modelo bidimensional termoelétrico para cubas "Pre-baked" na Aluminum Pechiney na França, capaz de determinar o perfil de equilíbrio do banho sólido no cátodo, os fluxos de calor pela periferia da cuba, e as temperaturas e densidades de corrente em qualquer ponto da secção transversal do cátodo da cuba. O modelo mostrou boa acuracidade quando comparadas as predições de amperagens com os valores reais. Foi possível quantificar as variações da posição do perfil do banho sólido, variando-se a corrente elétrica, a voltagem da cuba, e a espessura da cobertura de alumina. Verificou-se também o efeito do posicionamento das tampas superiores e de alterações da condutividade térmica dos isolantes do cátodo sobre a posição do perfil de banho sólido.

ARITA et al. (1978) estimaram o perfil térmico do banho sólido sobre o cátodo de uma cuba "Soderberg" da Mitsubishi Light Metals no Japão, e compararam com valores medidos. Os autores compararam o fluxo de calor através do banho sólido na posição de interface com o banho líquido e na posição de interface com o metal líquido. A superfície do banho sólido foi considerada como um contorno móvel.

CERNAK et al. (1979) desenvolveram um modelo matemático térmico para a formação do banho sólido em cubas eletrolíticas. A secção transversal do cátodo foi dividida em paredes laterais acima do nível dos líquidos, paredes laterais abaixo do nível dos líquidos e fundo do cátodo. O modelo proposto foi unidimensional para a lateral superior e para o fundo, e bidimensional para a lateral inferior.

ORMAN et al. (1979) desenvolveram um modelo matemático de transferência de calor em cubas eletrolíticas do tipo "pre-baked" com 110 KA, capaz de efetuar a predição do fluxo de corrente elétrica através da cuba, do fluxo dos líquidos e do fluxo de calor. A solução proposta para o modelo de transferência de calor foi bidimensional, resolvendo a equação da conservação de energia. O comportamento dos fluidos foi descrito pelas equações de

turbulência de Navier Stokes. Como exemplo, os autores apresentaram isoterma no cátodo e no ânodo da secção transversal da cuba.

THONSTAD & ROLSETH (1983) usaram um modelo térmico unidimensional para discutir o efeito da espessura do banho sólido nas laterais do cátodo de cubas eletrolíticas. Um experimento em laboratório usando banho eletrolítico foi conduzido. Observou-se mudanças nas propriedades do banho sólido com a variação da composição química do banho líquido. As seguintes conclusões foram reportadas: o banho sólido é constituído essencialmente de criolita; e uma mudança na temperatura "líquidus" do banho provoca uma mudança similar na temperatura do banho.

BRUGGEMAN & LUFFY (1987) publicaram um modelo térmico unidimensional, servindo de base para engenheiros de várias fábricas da ALCOA Alumínio iniciarem estudos em balanços térmicos nas cubas eletrolíticas de suas localidades. O modelo foi capaz de calcular o fluxo unidimensional em todas as faces da cuba.

PFUNDT et al. (1989) desenvolveram um modelo térmico de condução de calor bidimensional para o cátodo de cubas "pre-baked" da Vereinigte Aluminium da Alemanha para predição da posição do perfil de banho solidificado. A base do cálculo foi a solução em diferenças finitas da equação de condução de calor, resultando num balanço térmico completo da cuba. Foi usado também um modelo simplificado de transferência de calor por convecção entre líquidos e as fases sólidas, usando coeficientes de transferência de calor da literatura. Como resultado, obteve-se o perfil do banho sólido e crosta em função da composição do banho eletrolítico e do projeto do cátodo.

E1-RAGHY & ELREFAINÉ (1991) desenvolveram investigações experimentais e numéricas para determinação da distribuição de temperatura em cubas eletrolíticas. Os autores apresentaram um procedimento com solução numérica bidimensional de condução de calor para a equação da conservação de energia. Como aplicação, pôde-se citar a predição das linhas isotermas no revestimento do cátodo de uma cuba tipo "Soderberg" de 155 KA em diferentes condições operacionais. Medições de temperaturas em diferentes posições no interior do cátodo e do perfil do banho sólido permitiram a calibração do modelo. Os resultados das predições ficaram em boa concordância com os valores obtidos experimentalmente. O equacionamento considerou o calor gerado por efeito Joule e teve como base a equação de condução de calor, obtida da equação da conservação de energia.

Os autores registraram que com a predição do balanço térmico, melhorou-se o entendimento da performance da cuba, e conseqüentemente melhorou-se os ganhos em produtividade e performance da cuba. Entretanto, o refinamento do modelo existente foi superado, considerando-se as trocas de calor por convecção.

KRYUKOVSKY & SCHERBININ (1992) desenvolveram um modelo matemático térmico unidimensional para a predição do perfil do banho solidificado nas laterais do cátodo e balanço térmico de cubas eletrolíticas da All-Union Aluminum and Magnesium Institute (VAMI), em Leningrado. O equacionamento foi o mesmo proposto por ARITA et al. (1978). Como conclusão, com o aumento da resistência térmica do revestimento do fundo do cátodo, as temperaturas do banho e da parede lateral também aumentaram, assim como a distância ânodo-banho sólido lateral e a velocidade do banho eletrolítico. Ao mesmo tempo, como esperado, as perdas térmicas para o fundo diminuíram, e para as laterais aumentaram. Os autores mostraram que o modelo proposto pode ser usado para escolha do melhor projeto de revestimento de cubas e sugerem que no futuro o modelo térmico deve ser melhorado com a inclusão do efeito da velocidade do banho eletrolítico.

BERMUDEZ et al. (1993) resolveram um sistema de equações diferenciais parciais modelando em 3 dimensões o comportamento termoelétrico de uma cuba eletrolítica. Obtiveram soluções numéricas aplicando elementos finitos pentahedrais com seis graus de liberdade.

AHMED et al. (1993) desenvolveram um modelo térmico para cubas de tecnologia "Pre-baked" e "Soderberg" no Egito para as cubas da Egyptalum. Um pacote computacional foi desenvolvido para predição da distribuição de temperatura dentro da célula, levando em consideração o revestimento catódico e as condições magneto-fluidodinâmicas dentro das fases líquidas. Foi descrito como se desenvolveu o modelo da cuba para predizer em regime permanente os perfis do banho sólido e a distribuição de temperaturas para dois tipos de células "Pre-baked". O modelo térmico tratou a condução de calor pelas laterais e fundo do cátodo de forma bidimensional.

Os autores determinaram os contornos de temperatura na secção transversal das cubas. De acordo com as predições, uma "parede" de banho sólido de 25 cm era esperada para a cuba do tipo "Soderberg". Medições do perfil de banho sólido mostraram bastante concordância com os valores da predição.

AHMED et al. (1994) publicaram novo artigo mostrando resultados de predição do modelo térmico bidimensional desenvolvido no Egito para as cubas da Egyptalum, confirmando a importância do modelo térmico na definição dos melhores protótipos das cubas.

BRUGGEMAN & DANKA (1993) desenvolveram e publicaram a versão 1.0 de um modelo bidimensional de condução de calor desenvolvido para cubas "Pre-baked" para servir de ferramenta para engenheiros de processo com a tarefa de otimizar a condição operacional das cubas de cada localidade da ALCOA Alumínio. O modelo pode ser executado em microcomputadores comuns, e saídas gráficas facilitam a visualização dos resultados. O modelo foi desenvolvido para a predição da distribuição de corrente, dos componentes de voltagem, da distribuição da perda de calor nas superfícies da cuba, das temperaturas internas do cátodo e dos contornos do banho sólido.

Na tela de saída, o programa mostra conhecidos cortes transversais e longitudinais da cuba. O modelo tem a limitação de não permitir as predições de resultados nos cantos da cuba, embora medições prévias realizadas pela ALCOA mostraram que as perdas de calor pelos cantos são desprezíveis, representando menos do que 1% da perda total da cuba.

Através de uma interface gráfica, o usuário acessa virtualmente a todos os projetos e parâmetros operacionais, incluindo as propriedades dos materiais. Para se trocar um componente de lugar ou alterar suas propriedades, basta selecionar o componente, e um dicionário de novos materiais aparecerá na tela. Para se alterar as dimensões, basta posicionar o cursor no componente e "arrásta-lo" para as coordenadas desejadas.

A determinação e o posicionamento das fontes de calor seguiram o seguinte procedimento:

- i – Calculou-se Q_{total} , estimou-se Q_{end} , calculou-se Q_{side} como a diferença ($Q_{total} - Q_{end}$);
- ii – Usou-se Q_{side} como entrada para o modelo lateral e resolveu-se o mesmo, obtendo o campo lateral de temperaturas;
- iii – Tomou-se o campo de temperaturas lateral como condição de contorno para o modelo da cabeceira;
- iv – Resolveu-se o modelo na cabeceira e somou-se as perda de calor para se obter Q_{end} ;

v – Comparou-se Q_{end} com a estimativa inicial de Q_{end} . Se a diferença estivesse dentro de uma especificada tolerância, finaliza-se a rotina. Por outro lado, faz-se uma melhor estimativa e repete-se o procedimento.

Onde: Q_{total} = Perda de calor total pelo cátodo da cuba;

Q_{side} = Perda de calor pelas laterais do cátodo;

Q_{end} = Perda de calor pelas cabeceiras da cuba.

Para o modelo térmico bidimensional de condução pura de calor, com a condutividade térmica dos materiais em função da posição e da temperatura, e o termo fonte de calor dependente da densidade e da condutividade da corrente elétrica.

As equações diferenciais foram discretizadas usando formulação em diferenças finitas e resolvida usando a técnica “alternating – direction – implicit” (ADI) com o uso de métodos de sobre-relaxações. As mais importantes considerações sobre o modelo matemático foram:

- Operação em regime permanente : perfil do banho sólido constante, corrente elétrica da cuba constante, adição contínua de alumina e carbono, altura da camada de metal constante (metal é retirado continuamente), nível de banho constante, temperatura de banho constante, composição química do banho constante, e voltagem da cuba constante.

- Fluxo de calor bidimensional: o perfil do banho sólido calculado pelo modelo representa um perfil médio no comprimento da cuba no caso da lateral e na largura da cuba no caso de cabeceira, e nenhum perfil de aresta é possível de ser calculado nos cantos da cuba.

- Temperaturas uniformes na direção longitudinal da cuba: inexistência de efeitos anódicos¹, inexistência de problemas de ânodo; e inexistência e de desbalanços entre ânodo e cátodo.

CHEN et al. (1994) estudaram a transferência de calor para o banho sólido usando um modelo gelo – água. Foi examinada a influência de alguns parâmetros de processo sobre o fluxo de calor para o banho sólido tais como a taxa de evolução do gás e a imersão do ânodo. Foi assumido fluxo de calor por condução unidimensional para a lateral do cátodo em condições de regime permanente.

¹ Efeito anódico. Ocorrência da falta de alumina na cuba, provocando excessiva formação de gases sob o ânodo, aumentando consideravelmente a resistência elétrica do banho e voltagem da cuba.

Foi observado que o aumento da imersão do ânodo causou aumentos da velocidade do banho eletrolítico e do coeficiente de transferência de calor por convecção.

DUPUIS & TABSH (1994) definiram um modelo tridimensional termoelétrico usando aproximações em diferenças finitas para $\frac{1}{4}$ de cátodo de cubas "Pre-baked" de Grande Baie com o objetivo de buscar rápidas avaliações de mudanças de projeto de cátodo. O Software comercial ANSYS foi usado com sucesso para as necessidades propostas. Para um determinado projeto de cátodo e amperagem da cuba, o modelo calculou o balanço térmico em regime permanente e o perfil do banho sólido na lateral do cátodo. Para validação do modelo, os resultados preditos foram comparados com medições termoelétricas. A posição do perfil do banho sólido foi obtida por um processo iterativo. A forma do perfil depende da temperatura na superfície que depende da própria posição do perfil de banho sólido.

O método foi considerado uma excelente ferramenta para o desenvolvimento de novos projetos para a fábrica de Grande Baie. Após ajustes das condutividades térmicas dos materiais isolantes, o modelo reproduziu com sucesso os valores medidos.

TABSH & DUPUIS (1995) publicaram uma revisão das experiências com uso de técnicas de análises em diferenças finitas em cubas eletrolíticas. Os autores descreveram que as técnicas de análise em diferenças finitas são ideais para a modelagem de cubas eletrolíticas para se entender seu comportamento e melhorar seu projeto. Vários softwares baseados em modelagem em elementos finitos estão disponíveis no mercado e têm sido usados para modelagem de cubas eletrolíticas. Porém, quase todas as indústrias de alumínio possuem programas próprios para modelar aspectos particulares de suas cubas. Como exemplo de alguns modelos existentes, foram citados: modelo termoelétrico com contorno móvel do banho sólido; modelo de difusão do sódio; modelo elétrico de pré-cozimento do cátodo com coque; e modelo de cálculo do campo magnético.

ANTILE et al. (1995) apresentaram comparações de perfis e espessura de banho solidificado no cátodo de cubas "Pre-baked" da Alusuisse na Suíça usando predições de um modelo térmico tridimensional. O modelo desenvolvido apresentou como equações básicas a equação da conservação de energia e a equação de Poisson. O modelo foi usado para a predição do perfil do banho solidificado. Os efeitos do campo de velocidade foram levados em consideração e são de grande importância. Foi mostrado que a substituição do fenômeno da convecção de calor por uma condução artificial de calor é uma boa aproximação se o campo de velocidades não variar muito. O perfil do banho foi muito mais sensível ao campo de

velocidades no banho do que no metal. Foi observado que a predição do perfil do banho sólido é uma ferramenta útil para a modernização de células, como por exemplo para prever o efeito do aumento da corrente elétrica.

VALLES & LENIS (1995) desenvolveram um modelo matemático térmico bidimensional de condução de calor usando diferenças finitas para predição do perfil de banho sólido e o balanço térmico em cubas de experimentais com 160 KA e 180 KA do tipo "Pre-baked" da ALCASA na Venezuela. Os resultados do modelo foram discutidos e comparados com resultados medidos. O modelo foi simplificado considerando um modelo de pura condução de calor. Como condição de contorno, o modelo foi considerado simétrico na linha de centro da cuba, e na superfície foi considerado os efeitos de radiação e convecção.

1.6.3 - OUTROS DESENVOLVIMENTOS DE MODELAGENS MATEMÁTICAS EM CUBAS ELETROLÍTICAS

SOLHEIN & THONSTAD (1987) modelaram a transferência de massa na interface gás-eletrólito de cubas eletrolíticas. Experimentos foram conduzidos num modelo experimental construído com dióxido de carbono dissolvido em água para representar o eletrólito e o metal. O dióxido de carbono foi injetado através de poros de uma placa de bronze para simular a evolução do gás anódico. O coeficiente de transferência de massa foi medido a partir do modelo experimental.

BUIZA & IMERY (1989), com o objetivo de otimizar o projeto do barramento catódico das cubas da VENALUM -V350 na Venezuela, desenvolveram dois modelos para calcular a distribuição de corrente elétrica através da cuba, e para calcular a geração de campo magnético da cuba. O modelo desenvolvido permitiu a otimização eletromagnética do barramento catódico, que levou a uma maior estabilidade na operação das cubas.

FRASER et al. (1990) publicou considerações a respeito do transporte de calor e massa que ocorre no banho eletrolítico entre cátodo e ânodo com o desenvolvimento de um modelo matemático. Os autores apresentaram resultados da indução de bolhas no eletrólito e examinaram as implicações no transporte de calor e massa. Em particular, os cálculos foram feitos na direção da lateral da cuba. No desenvolvimento experimental, medidas acuradas de perfil do banho sólido foram realizadas. O modelo matemático usado para a determinação do

perfil do banho sólido foi elaborado a partir da equação de condução de calor de Fourier em regime permanente. A solução foi obtida em elementos finitos num campo bidimensional.

ZHUANG & ZHANG (1991) simularam numericamente os fluxos dos líquidos numa cuba eletrolítica usando equações de Navier-Stokes e o modelo K - Epsilon de turbulência. No mesmo ano, CHAN & SASVINELL (1991) desenvolveram um modelo matemático da performance de cubas eletrolíticas para a produção de alumínio com eletrólito cáustico.

SEGATZ et al. (1993) simularam numericamente vários fenômenos transientes numa cuba eletrolítica "Pre-baked" usando um modelo elétrico e magneto-fluidodinâmico tridimensional e o Software ESTER/PHOENICS. Como exemplo de aplicação, os autores citaram a verificação dos efeitos causados por correntes induzidas, gradientes verticais no campo magnético, diferentes posições do ânodo e contornos do perfil de banho sólido.

HOU et al. (1995) desenvolveram um modelo numérico tridimensional termoelétrico para melhoria do projeto do ânodo pre-baked. O modelo foi resolvido em elementos finitos, e simulou os fluxos de corrente elétrica através do conjunto banho-ânodo. No mesmo ano, um modelo hidrodinâmico foi estudado por BEARNE & JENKIN (1995), que mostraram o efeito da dimensão da cuba eletrolítica, especialmente da distância do ânodo à lateral do cátodo nos parâmetros operacionais da cuba.

CHEN et al. (1996) estudaram a distribuição da velocidade do banho eletrolítico usando um modelo tridimensional ar - água. Uma haste consistindo de uma esfera e um termopar embutido foi usada para medir pontos de velocidade do banho eletrolítico em cubas em operação. A haste foi previamente calibrada num canal com fluxo de água. Como conclusão, obteve-se que a velocidade do banho aumenta no sentido do topo da coluna de banho, variando entre 6 cm/s e 20 cm/s. A velocidade do banho é baixa e uniforme na camada de banho mais baixa. A turbulência é predominante próximo à superfície.

1.6.4 - MEDIÇÕES DE FLUXO DE CALOR EM CUBAS ELETROLÍTICAS

Com o objetivo de se conhecer a distribuição das perdas térmicas nas cubas eletrolíticas da ALCOA ALUMÍNIO SA, equipamentos capazes de medir fluxo de calor de forma mais acurada começaram a ser desenvolvidos nos primeiros anos da década de 60. Em

1967, foram desenvolvidas as unidades R-288 e R-289. Nestas unidades, foi aplicado o princípio termoeletrico de medição de temperaturas. No modelo R-288, chapas de aço faziam um sanduíche de uma combinação de porcelana e supramica. Vários termopares em paralelo faziam uma ponte entre as duas chapas. Para este modelo, a temperatura máxima de operação era de 500 °C. Já o modelo R-289, feito de cerâmica, suportava temperaturas mais elevadas. Estes dois modelos eram frágeis, sendo muito susceptíveis à quebras durante os trabalhos de medição.

Em 1972 nos laboratórios de pesquisa da ALCOA USA, LUFFY & HAUPIN (1972) publicaram o desenvolvimento de equipamentos de base, que são utilizados no presente trabalho. A estrutura do transdutor era composta de duas chapas de aço de área de 14,5 cm² dispostas paralelamente, distantes aproximadamente 0,8 mm e sustentadas por 16 tarugos de ferro constantã de diâmetro de 1,6 mm uniformemente distribuídos. Cimento fibro-cerâmico fêz a vedação nas bordas, deixando um “gap” de ar entre as chapas. Com o aparecimento no mercado de fios mais leves e maleáveis, que permitiram mais versatilidade nos trabalhos de medição, contornou-se uma grande dificuldade dos primeiros transdutores, que era o manuseio e fios rígidos e pesados. Nas décadas de 70 e 80, a equipe do Laboratório da ALCOA realizou várias medições de fluxo de calor em cubas de diferentes localidades da corporação, usando este equipamento. As publicações na maioria das oportunidades se restringiram à relatórios internos.

OHTA & MATSUSHIMA (1984) determinaram e mediram a quantidade de calor perdida por uma cuba eletrolítica do tipo “Soderberg” com pinos verticais de 100 KA na SHOWA Aluminum Industries no Japão. Foi obtida a entalpia necessária para as reações de eletrólise. As perdas térmicas foram medidas com um medidor de fluxo de calor SHOWTHERM-HFM, desenvolvido exclusivamente para medições térmicas em cubas eletrolíticas.

HATTING et al. (1985) publicaram artigo relacionado à perdas térmicas em diferentes cubas do tipo “pre-baked”. As perdas térmicas foram determinadas por cálculo e medição. Modelos computacionais matemáticos multi-dimensionais foram testados. As perdas de calor das cubas foram relacionadas com o tipo de revestimento do cátodo. Adicionalmente os autores calcularam a distribuição de temperaturas internas no cátodo para controle das propriedades dos materiais, expansões mecânicas e formação do banho sólido.

Isto foi obtido através de modelos unidimensionais, bidimensionais e tridimensionais, cada um com suas vantagens e limitações.

Para sólidos e fluidos incompressíveis, o modelo térmico teve como base a equação da conservação de energia. Os autores reportaram uma correlação entre a espessura de banho sólido na lateral e ΔT , onde ΔT é a diferença entre a temperatura do banho e a temperatura “líquidus” do banho. Foram reportadas maiores perdas térmicas em cubas com alimentadores pontuais comparadas com cubas de alimentação lateral. Diferentes níveis de isolamento no fundo das cubas levaram à diferentes perdas térmicas. De forma similar, foram realizadas medições para analisar o efeito da idade da cuba na distribuição térmica.

MCMINN (1987) calculou a energia teórica requerida pelo processo eletrolítico teórica em função da eficiência de corrente da cuba. Calculou as perdas de calor a partir de medições de temperatura nas superfícies externas dos gases de exaustão das cubas. Foram usadas equações simplificadas para a determinação do calor transferido por radiação e por convecção para as superfícies exteriores da cuba. As mudanças nas perdas de calor com o envelhecimento da cuba foram relacionadas com a deterioração do isolamento do cátodo. As equações básicas de conservação de energia foram usadas na modelagem. As perdas de calor foram calculadas usando as temperaturas nas superfícies medidas com elementos pirométricos. Foram realizadas aproximadamente 500 medições de temperatura por cuba.

O autor comparou a distribuição das perdas térmicas em KW de uma cuba “Pre-baked” da Reynolds Metals Company de 150 KA antes e após a cobertura do topo da cuba¹. A acuracidade do método foi checada comparando-se os valores calculados a partir das medições de temperatura com valores teóricos propostos.

LIU et al. (1992) investigaram a formação e a deterioração do banho sólido nas laterais e crosta de cubas “Pre-baked” da COMALCO na Austrália. Medidas de temperatura em diferentes posições próximas ao banho sólido foram registradas continuamente num período de 3 a 10 dias. As propriedades físico-químicas da crosta foram examinadas. Medições de fluxo de calor pelo topo da crosta de diferentes cubas foram feitas usando um medidor da marca SHOWA-DENKA com o objetivo de confirmar as propriedades térmicas

¹ Cobertura da cuba. A tarefa rotineira de troca do ânodo requer a remoção e posterior colocação das tampas do topo do ânodo.

calculadas. Como exemplo de aplicação, mediu-se as perdas térmicas pela crosta de duas cubas com diferentes temperatura de banho.

1.6.5 – MATERIAIS E REAÇÕES FÍSICO-QUÍMICAS EM CUBAS ELETROLÍTICAS

SORLIE & OYE (1982) publicaram uma pesquisa a respeito de falhas no revestimento do cátodo durante a operação de células eletrolíticas industriais focando os componentes formados no fundo do cátodo e os mecanismos de penetração e falhas durante a eletrólise. Foram considerados métodos para melhorar a vida das células. Os autores discutiram a penetração e a formação de compostos no cátodo, como a penetração do sódio, a formação de carbetos, a penetração do banho eletrolítico, compostos de nitrogênio e a formação de compostos no isolante de fundo.

TAYLOR et al. (1983) publicaram artigo mostrando a influência de mudança das condições operacionais sobre o balanço térmico de uma cuba. Foi medida a espessura do banho sólido nas laterais combinada com a erosão do bloco lateral de carbono. Como conclusão, reportaram que um balanço térmico estável de uma cuba depende do projeto da lateral e da estabilidade das propriedades do material usado. O trabalho experimental foi realizado em cubas da N. Z. Aluminium Ltd. na Nova Zelândia.

Um novo estudo do comportamento e da variação das propriedades dos materiais utilizados no cátodo foi publicado por SORLIE & OYE (1989) e por MITTAG & BERNHAUSER (1990).

LLANOVA et al. (1990), determinaram a condutividade térmica da crosta de cubas eletrolíticas em laboratório. As amostras foram coletadas de cubas da INESPAL na Espanha. Os valores de condutividade térmica de amostras de crosta variaram de 1,0 W/mK até 2,0 W/mK, dependendo da entrada de temperatura para os testes (aumentando ou diminuindo).

LIU et al. (1992) estudaram as propriedades da crosta de uma célula eletrolítica. Observaram que a crosta possui alta concentração de alumina devido à mesma ser usada para a selagem da cuba¹, no caso da cuba “Soderberg”. A crosta da cuba eletrolítica tem importante função de isolamento, reduzindo as perdas térmicas.

¹ Selagem da cuba. Fechamento da parte superior do cátodo em torno do ânodo com alumina.

GRJOTHEIM & KVANDE (1992) descreveram que a penetração de sódio, alumínio e banho eletrolítico no revestimento catódico é um processo inevitável que pode levar a danos nas propriedades de isolamento dos materiais do revestimento, e a sérios casos de falhas prematuras das cubas. Quando o banho é adicionado durante a partida de uma cuba, a eletrólise imediatamente se inicia e uma considerável quantidade de sódio penetra na superfície dos blocos catódicos. O sódio fica no estado gasoso acima de 883 °C, penetra facilmente no revestimento catódico por intercalação, e causa expansão e fechamento dos espaços que se formam por contração entre o pré-cozimento e a partida da cuba. Após a penetração de sódio inicial, o banho líquido penetra intensamente através dos poros dos blocos catódicos. A penetração de banho ocorre até o que se atinja a isoterma de congelamento em temperaturas abaixo de 888 °C. A exata temperatura de congelamento dependerá do percentual de alumina dissolvida no banho. Os autores descreveram que a modelagem computacional do balanço térmico tem sido uma ferramenta matemática muito importante para o cálculo das posições das isotermas dentro do cátodo. O objetivo é posicionar a isoterma de congelamento dentro da camada de tijolos refratários para dois propósitos: garantir a linha de congelamento do banho fora do bloco catódico, e proteger os materiais isolantes do fundo do revestimento do banho líquido. Os autores mostraram uma seção transversal da cuba com as posições ideais das isotermas, onde o canto inferior do bloco de fundo está entre as isotermas de 800 °C e 900 °C.

SORLIE et al. (1995) publicaram mudanças de propriedades dos materiais do cátodo durante a operação da cuba. Observaram que os materiais carbonáceos se grafitizam, causando grandes mudanças nas condutividades térmicas e elétricas. Adicionalmente, usando um modelo bidimensional de condução de calor para a seção transversal da cuba, os autores calcularam a posição das isotermas no cátodo, considerando uma situação de modelagem com o uso de propriedades dos materiais “virgens” e comparando com uma situação com o uso de materiais “envelhecidos” durante a operação da cuba. Foi relatado que o uso das propriedades dos materiais “virgens” pode levar a resultados bastante distorcidos.

JOHANSSON (1995) estudou a variação das propriedades dos materiais utilizados no cátodo durante a operação das cubas eletrolíticas. O autor apresentou uma revisão das recentes autópsias de cubas por ele investigadas, provenientes de diferentes fábricas e de diferentes idades. Foram registradas mudanças físico-químicas abaixo dos blocos catódicos durante a vida das cubas, causadas pela penetração de elementos do banho eletrolítico,

apresentando como efeito o levantamento dos blocos catódicos e o aumento das perdas térmicas pelo fundo das cubas.

1.7 - DELINEAMENTO DA TESE

A continuação da tese desenvolve-se como segue:

O Capítulo 02 apresenta a experimentação realizada em Poços de Caldas com o objetivo de se desenvolver e calibrar um equipamento capaz de medir fluxo de calor de forma precisa e acurada. O equipamento de calibração e a técnica utilizada para medição de fluxo de calor são apresentados. A técnica consiste em gerar um determinado fluxo de calor em uma área conhecida onde se posiciona um transdutor termoelétrico. Com a passagem do fluxo de calor pelo transdutor, uma microvoltagem é gerada entre as placas do mesmo. Curvas de calibração são obtidas para vários transdutores.

O trabalho de calibração foi repetido em equipamento similar nos laboratórios da ALCOA USA para fins de checagem de confiabilidade do equipamento construído em Poços de Caldas. Um trabalho estatístico foi desenvolvido afim de se determinar os possíveis erros propagados durante o processo de medição.

Foram feitas medições nas laterais de cubas com diferentes níveis de isolamento, e medições totais em cubas eletrolíticas para fins de checagem da acuracidade do equipamento. A comparação dos balanços térmicos das cubas permitiu que recomendações sobre as posições dos materiais isolantes fossem feitas para fins de redução das perdas térmicas em determinadas posições das cubas.

O Capítulo 03 mostra como foi desenvolvido o modelo matemático de condução de calor bidimensional para o problema do cátodo. É descrito como o problema foi tratado, usando um sistema generalizado de coordenadas.

O domínio real no sistema cartesiano de coordenadas foi transformado num sistema generalizado utilizando-se técnicas de aproximação em diferenças finitas. A equação da conservação de energia foi transformada para o sistema generalizado, discretizada e aproximada em diferenças finitas. O capítulo mostra como foram obtidas experimentalmente as condições de contorno utilizadas no modelo do cátodo. Estas são as temperaturas da superfície do cátodo, do banho eletrolítico e do metal. Também determinou-se a espessura do

banho eletrolítico solidificado na lateral do cátodo. O capítulo mostra a obtenção na literatura de todos os coeficientes de condutividade térmica dos materiais.

O algoritmo de solução para o problema do cátodo foi então obtido, apresentando como resultado a posição das isothermas no cátodo. A partir das predições do modelo foram determinadas perdas de calor através do cátodo. Estes resultados foram confrontados com os dados obtidos experimentalmente.

O Capítulo 04 mostra como foi desenvolvido o modelo matemático de condução de calor bidimensional para o problema do ânodo. A geometria retangular do ânodo permitiu a utilização do sistema cartesiano de coordenadas.

A equação da conservação de energia no sistema cartesiano de coordenadas foi discretizada e em seguida aproximada por diferenças finitas. É mostrado como foram obtidas experimentalmente as condições de contorno utilizadas no modelo do ânodo. São condições de contorno as temperaturas da superfície do ânodo, do banho eletrolítico e a posição da abóboda cozida do ânodo.

O algoritmo de solução foi então obtido, apresentando como resultado a posição das isothermas no ânodo. A partir das predições do modelo foram determinadas perdas de calor através do ânodo. Estes resultados foram confrontados com dados obtidos experimentalmente. Adicionalmente para se checar a acuracidade do modelo, comparou-se as temperaturas internas com medidas experimentais no interior do ânodo.

O Capítulo 05 apresenta as conclusões finais de todo o trabalho realizado, mostrando as contribuições desta tese para a ALCOA Alumínio S.A.. Apresenta também sugestões para melhoria dos modelos desenvolvidos e para trabalhos futuros a serem realizados.

CAPÍTULO 02

MEDIÇÃO DE PERDAS DE CALOR EM CUBAS ELETROLÍTICAS PARA A PRODUÇÃO DE ALUMÍNIO

2.1 – INTRODUÇÃO

A ALCOA Alumínio S.A. dispende milhões de dólares por dia em energia elétrica em forma de perdas térmicas para o ambiente durante a produção de alumínio em cubas eletrolíticas. O estabelecimento das perdas de calor em diferentes posições da superfície externa das cubas propiciam oportunidades de mudanças de projeto, as quais podem resultar em grandes economias. Projetos de cátodo e ânodo otimizados levam à minimização das perdas térmicas.

Destaca-se neste capítulo todo o trabalho realizado para se produzir um equipamento capaz de medir de forma acurada fluxo de calor em superfícies. Deve se medir perdas de calor através das superfícies externas de cubas eletrolíticas. A Figura 2.1.1 mostra a disposição das cubas na Sala de Cubas em Poços de Caldas.

Uma corrente elétrica de 117,5 KA entra pelo ânodo, proporciona a redução do óxido de alumínio (Al_2O_3) em alumínio líquido na interface cátodo – ânodo, e sai pelas barras coletoras. Na interface cátodo - ânodo, ocorre uma grande transformação de energia. Parte desta energia participa do processo de redução. O restante são perdas térmicas, as quais, se devidamente minimizadas e balanceadas, proporcionarão uma melhoria de eficiência no processo. No interior da Sala de Cubas, a temperatura média varia em torno de 45 °C, enquanto que sob as cubas as temperaturas são variáveis devido à intensa ventilação natural.

A “entrada” para os equipamentos de medição são as perdas térmicas em forma de fluxo de calor q (KW/m^2) que é perdido na superfície da cuba por radiação e convecção. O sinal lido é a voltagem em microvolts, e a temperatura em °C .

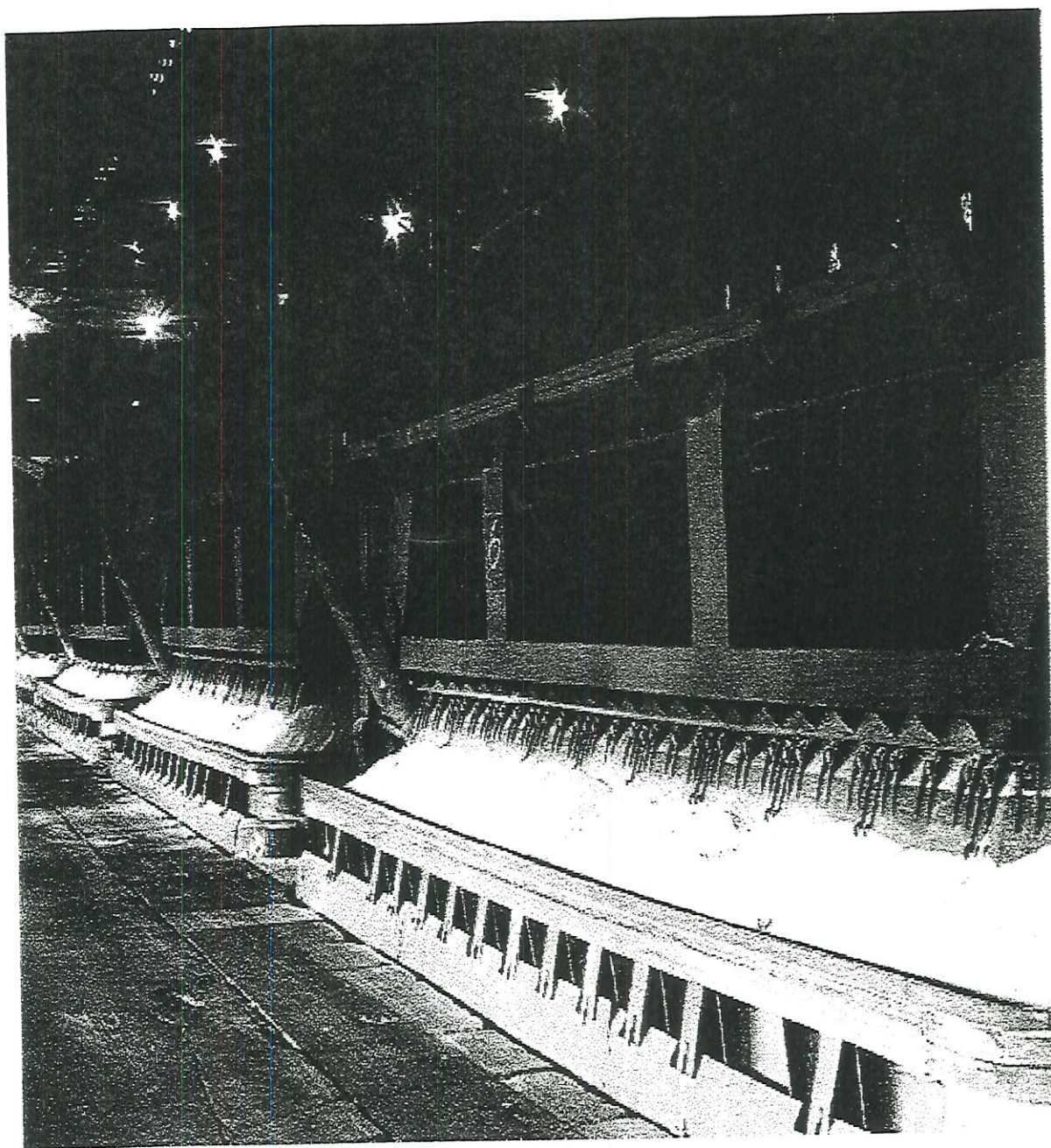


FIGURA 2.1.1 – Vista das cubas no interior da Sala de Cubas da ALCOA Alumínio SA – Poços de Caldas

Os processos mais conhecidos de medições de fluxo de calor usam transdutores termoeletricos. Como princípio de funcionamento, um elemento recebe calor e gera um sinal elétrico que é posteriormente convertido em fluxo de calor. Para as indústrias de alumínio, encontram-se no mercado equipamentos portáteis produzidos por indústrias japonesas capazes de medir a perda de calor de superfícies.

DOEBELIN (1976) descreveu os princípios de operação e as características dos tipos mais comuns de sensores de medição de fluxo de calor:

SENSOR TIPO MEDALHA: Uma medalha de metal é embutida numa superfície em que se deseja medir o fluxo de calor. A medalha é isolada termicamente da superfície. Desprezando as perdas através do isolamento e perdas pelos fios dos termopares, pode-se escrever que o calor transferido é igual à energia armazenada pela medalha:

$$q = \frac{M.c.dT}{A.dt} + K_1.\Delta T$$

Onde:

q = Taxa de transferência de calor local

A = Área da superfície da medalha

t = Tempo

M = Massa da medalha

c = Calor específico da medalha

T = Temperatura da medalha

K_1 = Coeficiente de perda

ΔT = Diferença de temperatura entre a medalha e a carcaça.

Os valores numéricos para $M.c / A$ e K_1 para um dado sensor são determinados por calibração e fornecidos pelo fabricante. A Figura 2.1.2 mostra o sensor do tipo medalha.

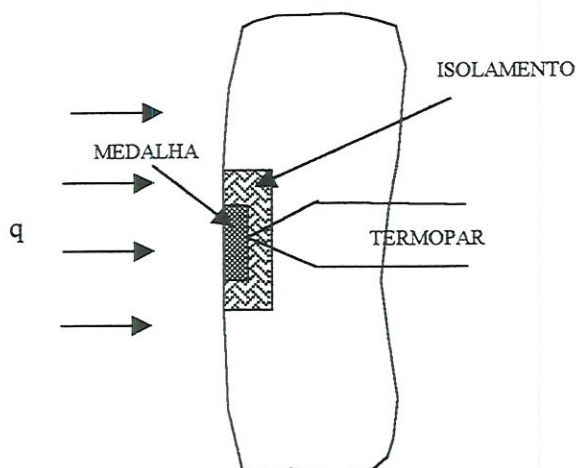


FIGURA 2.1.2 - Sensor de fluxo de calor do tipo “medalha”

SENSOR ASSINTÓTICO OU DE REGIME PERMANENTE: A Figura 2.1.3 mostra as características deste tipo de sensor o qual foi inicialmente proposto por GARDON (1953). Um disco de constantã é apoiado nos seus cantos num dissipador de calor de cobre, enquanto que um fio de cobre é ligado no centro do disco. Isto forma um termopar diferencial entre o centro do disco e sua borda. Quando o disco é exposto a um fluxo de calor constante, uma temperatura diferencial de equilíbrio se estabiliza, a qual é proporcional ao fluxo de calor. A resposta do instrumento é aproximadamente de primeira ordem.

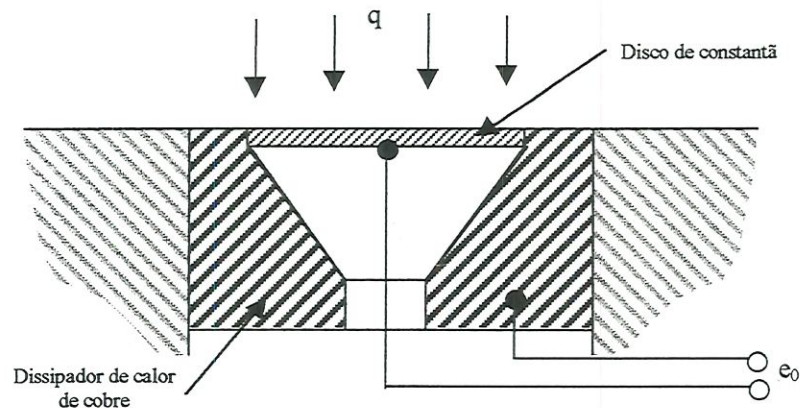


FIGURA 2.1.3 - Sensor de fluxo de calor do tipo assintótico

2.2 - EQUIPAMENTO DE MEDIÇÃO DE FLUXO DE CALOR

O objetivo deste capítulo é de mostrar o trabalho experimental realizado em Poços de Caldas para o desenvolvimento e calibração de um equipamento capaz de medir fluxo de calor em superfícies, assim como classificar e mostrar as características do equipamento, incluindo a determinação dos possíveis erros nas medições de fluxo de calor..

Têm-se também como objetivo demonstrar o potencial do equipamento como uma ferramenta para o engenheiro de processos na otimização do projeto da cuba, a fim de se obter ganhos a partir de economia em energia elétrica, com a realização de balanços térmicos comparativos entre cubas de diferentes projetos de cátodo.

Nesta seção são determinados os balanços térmicos através de medidas de fluxos de calor para o ambiente em cubas eletrolíticas. As configurações estruturais das cubas (projeto do revestimento) diferenciadas, tiveram impacto na distribuição da perda de calor das mesmas. Configurações otimizadas levaram à perdas de calor menores.

As medições de fluxo de calor foram obtidas de sinais de microvoltagem gerados a partir de diferenciais de temperatura detectados por meio de transdutores termelétricos. O sensor de medição é constituído de uma bateria de termopares montados entre placas planas paralelas. Esse conjunto foi posicionado sobre a superfície externa da cuba onde o fluxo de calor em diferentes posições foi determinado. O sistema de medição é completado por uma unidade móvel incluindo microvoltímetros e termômetros digitais. O sistema de medição foi estudado, caracterizado e calibrado. Foram consideradas as interferências nas medições devido à movimentação do ar externo, devido à efeitos de aleta, e devido à fixação e contato do sensor de medição na superfície da cuba. A calibração dos transdutores de medição de fluxo de calor foi feita em prato de calibração desenvolvido pela ALCOA Poços de Caldas, e foi repetida em equipamento similar nos EUA com a finalidade de se comparar os dois sistemas de calibração. Os resultados das calibrações mostraram que o sistema de Poços de Caldas foi capaz de atender às necessidades do processo.

O erro teórico máximo propagado final sobre os valores calculados de fluxo de calor atingiu valores de até 12,5%. Balanços térmicos globais indicaram desvios consideravelmente menores em relação às perdas teóricas das cubas. Para as duas cubas ensaiadas esses desvios resultaram em erros abaixo de 5% quando comparados aos valores teóricos esperados.

Os resultados experimentais obtidos nesse trabalho indicaram a capacitação do sistema de medição, cuja utilização representa um considerável auxílio aos engenheiros de processo envolvidos em desenvolvimentos futuros em cubas eletrolíticas.

2.3 - EQUIPAMENTO E MÉTODO DE INVESTIGAÇÃO EXPERIMENTAL

2.3.1- REQUISITOS E ESCOLHA DO INSTRUMENTO

Mudanças nos materiais que compõem o revestimento da cuba alteram os caminhos e a intensidade do fluxo de calor. É necessário que o instrumento de medida seja capaz de detectar estas variações.

A perda de calor teórica global numa cuba é calculada segundo FISHER (1984):

$$Q \text{ (Kw)} = I * (E_{\text{cell}} - E_{\text{ext}} - E_{\text{al}}) \quad (2.3.1)$$

Onde:

E_{cell} = Diferença de potencial voltaico a qual a cuba é submetida.

E_{ext} = Queda de potencial dos condutores entre a cuba em referência e a cuba seguinte.

I = Corrente na Cuba

E_{al} = Voltagem equivalente para os requisitos de entalpia aquecer os reagentes à temperatura do banho e reduzir a alumina em alumínio.

$$E_{al} = (\%CE / 100) * (A + B) / (\%CO + 2 * \%CO_2) \quad (2.3.2)$$

$$CE = \frac{kgAl / dia}{8,05 * I} * 100 \quad (2.3.3)$$

$$\% CO = (200 * G - 2 * (\%CE + 4)) / G$$

$$\% CO_2 = 100 - \%CO$$

$$A = \%CO_2 * (3,6985 + 0,000511 * T_b)$$

$$B = \%CO * (2,2993 + 0,002865 * T_b)$$

onde:

$\% CE$ = Eficiência de corrente da cuba

G = 1,19 para ânodo "Soderberg"

T_b = Temperatura do banho

Esta potência é consumida em diferentes posições da cuba em forma de perdas térmicas, de acordo com a distribuição da Figura 2.3.1.

Alterações na condutividade térmica dos materiais do revestimento da cuba causam alterações nos valores de fluxo de calor e no balanço térmico das cubas.

Os equipamentos conhecidos capazes de medir fluxo de calor em cubas eletrolíticas baseiam-se nos princípios descritos a seguir. Duas chapas de aço de espessura 1/16 pol foram montadas de forma paralela, mantendo-se um espaço de aproximadamente 1/32 pol entre as mesmas.

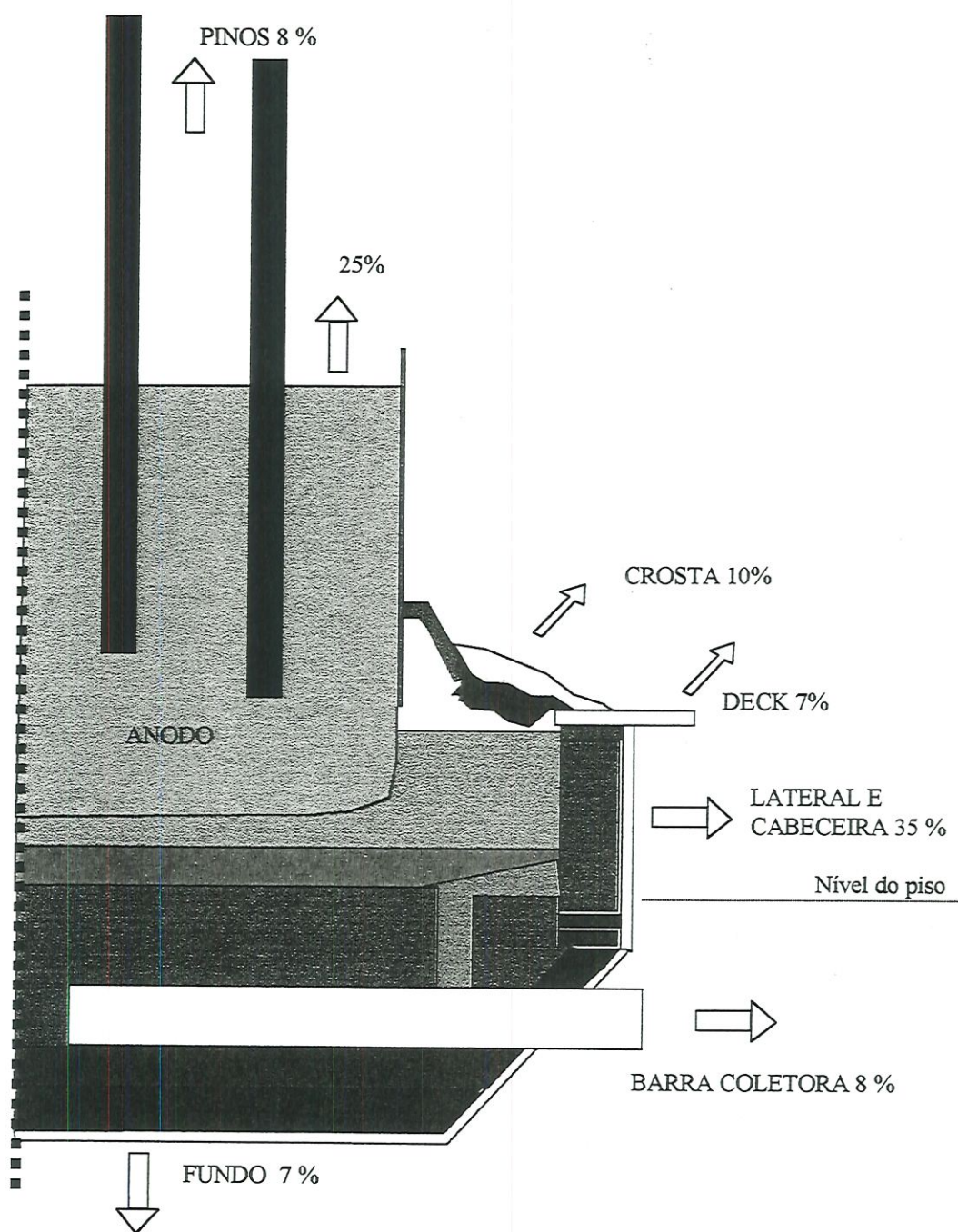


FIGURA 2.3.1 - Distribuição de calor típica numa cuba eletrolítica - Tecnologia "Soderberg"

Desesseis furos de diâmetro 1/16 pol em cada placa são preenchidos por pequenos tarugos de constantã de diâmetro também 1/16 pol, formando desesseis pontos de união das duas superfícies de área de $2,25 \text{ pol}^2$. Duas extensões de ferro são soldadas com o intuito de fazer a tomada de voltagem entre a placa inferior e a superior (fios branco e vermelho da Figura 2.3.2). Esta leitura será a voltagem ou diferença de potencial fornecida pelo transdutor. Outras duas extensões, unidas num só ponto da chapa inferior formam um par bimetálico

cromel – alumel (fios verde e azul) que fará a leitura de temperatura da superfície a ser medida. A Figura 2.3.2 mostra o transdutor.

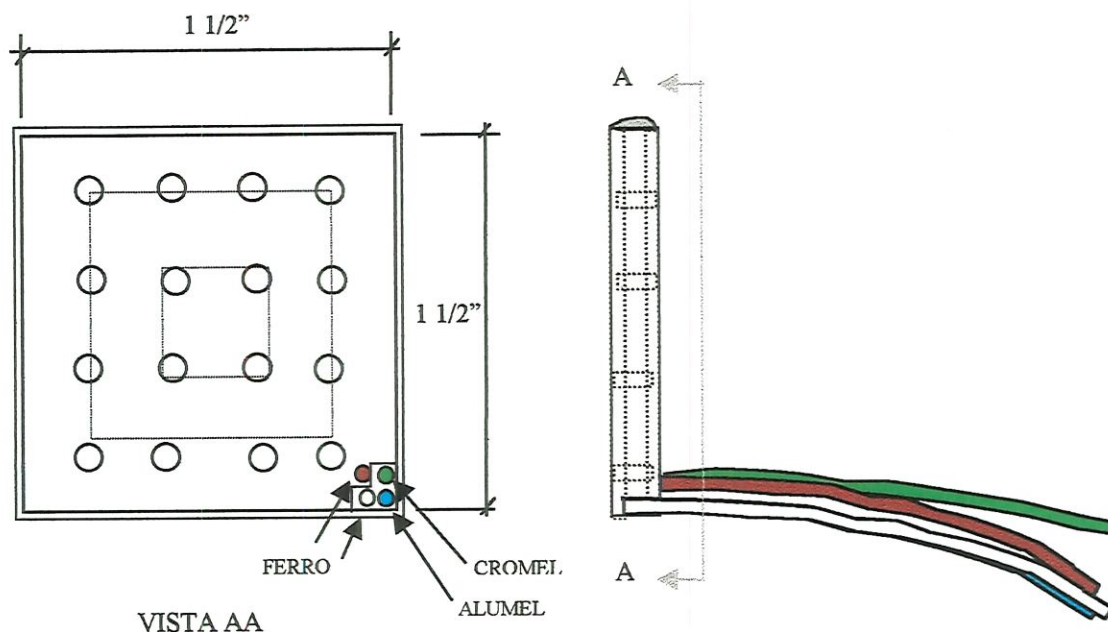


FIGURA 2.3.2 - Transdutor termoeletrico para medição de fluxo de calor

Os fios conectados ao transdutor têm comprimentos de aproximadamente 10 m, devem ser maleáveis e leves, para facilmente permitir que os transdutores se sustentem em diferentes posições de medição. Uma unidade móvel composta de microvolímetros e termômetros digitais também faz parte do equipamento de medição. A Figura 2.3.3 mostra a unidade móvel de medição.

A faixa de leitura de temperatura na superfície das cubas eletrolíticas é de 40 °C a 400 °C . Para a microvoltagem, a faixa é de 50 μ V até 800 μ V.

O presente instrumento é classificado como do tipo de análise de experimentos em engenharia, e tem por característica principal a necessidade de medidas acuradas. Estas medidas servirão de indicação e orientação em projetos de melhoria do projeto das cubas e sua operação.

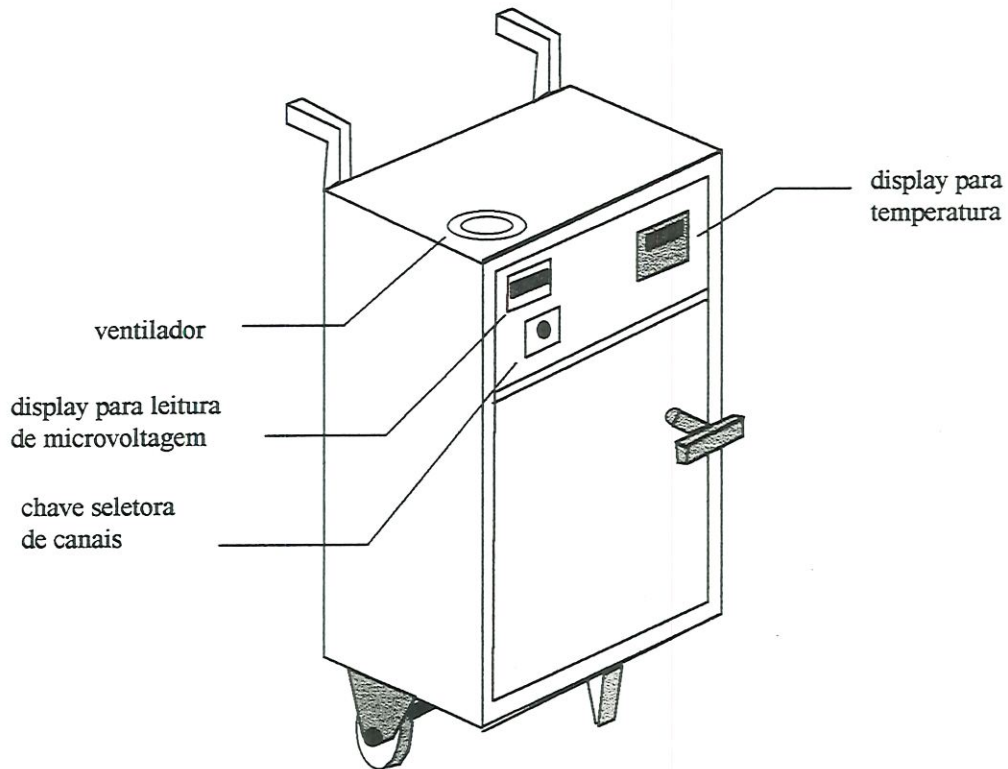


FIGURA 2.3.3 - Unidade móvel com microvôltagem e registradores de temperatura

O instrumento é de primeira ordem, com a seguinte função transferência:

$$\frac{q_o}{q_i}(D) = \frac{K_e}{\zeta D + 1} \quad (2.3.4)$$

Onde K_e = sensibilidade estática do instrumento ($\mu\text{V}/\text{Kw}/\text{pe}^2$)

ζ = constante de tempo

2.3.2 - CARACTERÍSTICAS DO INSTRUMENTO

Para se determinar as características do instrumento, fêz-se uso de um dos transdutores utilizados na experimentação dentre um total de sete, usou-se um prato de calibração que será descrito ainda neste Capítulo, a Unidade Móvel mostrada na Figura 2.3.3 e a própria cuba eletrolítica. As características determinadas foram a Precisão, o Tempo de Estabelecimento e a Constante de Tempo.

PRECISÃO

Quinze leituras foram tomadas usando o Transdutor número 5, numa mesma cuba, numa mesma posição, guardando-se um intervalo de 5 minutos entre uma leitura e outra.

A Tabela 2.3.1 mostra os valores lidos de microvoltagem e temperatura. A Figura 2.3.4 mostra a distribuição das leituras de temperatura. A Figura 2.3.5 mostra a distribuição das medidas de microvoltagem.

Leitura Nº	μV	Temp ($^{\circ}C$)
1	393	129
2	395	128
3	397	128
4	374	128
5	389	126
6	416	127
7	402	128
8	402	128
9	393	127
10	406	128
11	389	126
12	393	128
13	401	128
14	414	127
15	402	128
16	397	128
17	397	128
18	393	129
19	395	128
20	390	128

TABELA 2.3.1 – Resultados de Microvoltagem e de Temperatura. Determinação da precisão

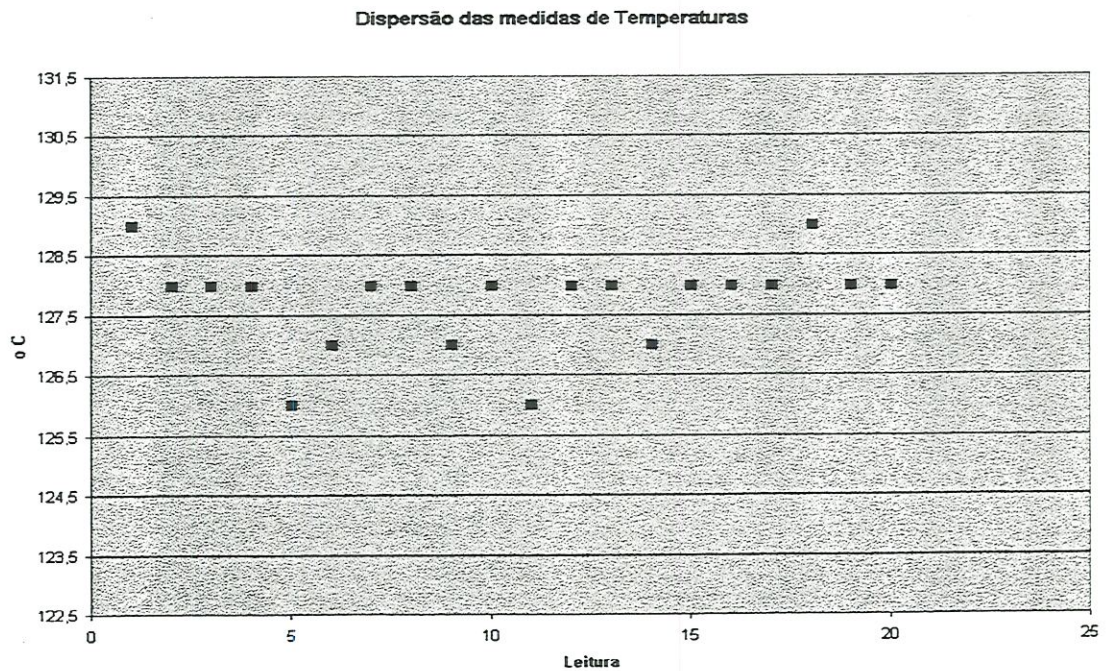


FIGURA 2.3.4 - Leituras de Temperatura - Determinação da precisão

Dispersão das medidas de Microvoltagem

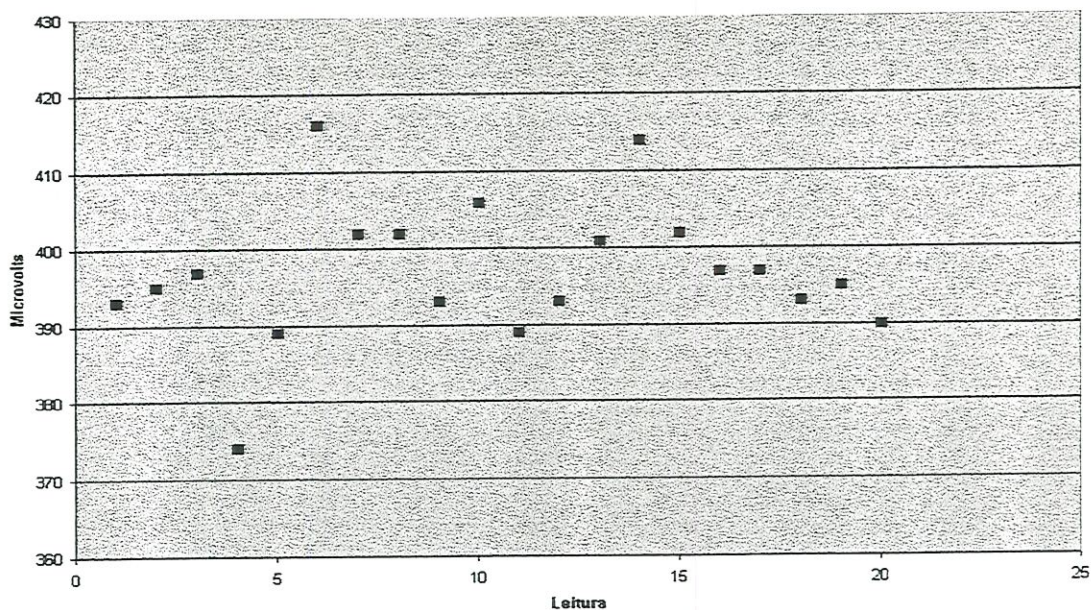


FIGURA 2.3.5 - Leituras de microvoltagem - Determinação da precisão

O seguinte tratamento estatístico foi feito para determinação da precisão das medições de microvoltagem e temperatura:

a) Microvoltagem

FREQUENCY HISTOGRAM - MICROVOLTAGEM

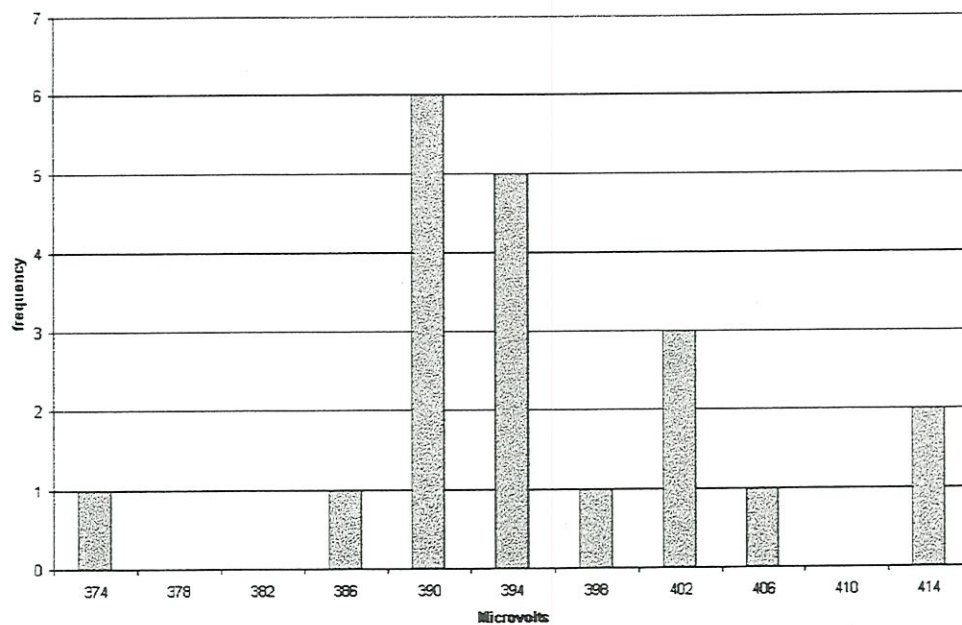


FIGURA 2.3.6 - Histograma de microvoltagem - Determinação da precisão

A média encontrada foi de $396,9 \mu\text{V}$ com um desvio padrão de $9,2 \mu\text{V}$. Pelo teste de normalidade de Kolmogorov -Smirnof, a probabilidade de significância foi de 0,79, que é maior que 0,05. Portanto a distribuição foi considerada uma normal.

Desta forma pôde-se dizer que, com 95 % de confiança, uma leitura de $396,9 \mu\text{V}$, pode estar afetada de um desvio de $\pm 18,4 \mu\text{V}$.

b) Temperatura

A média encontrada foi de $127,7^\circ\text{C}$ para um desvio de $0,79^\circ\text{C}$. Pelo teste de normalidade de Kolmogorov -Smirnof, a probabilidade de significância foi de 0,007, que é menor que 0,05. Portanto a distribuição não foi considerada uma distribuição normal.

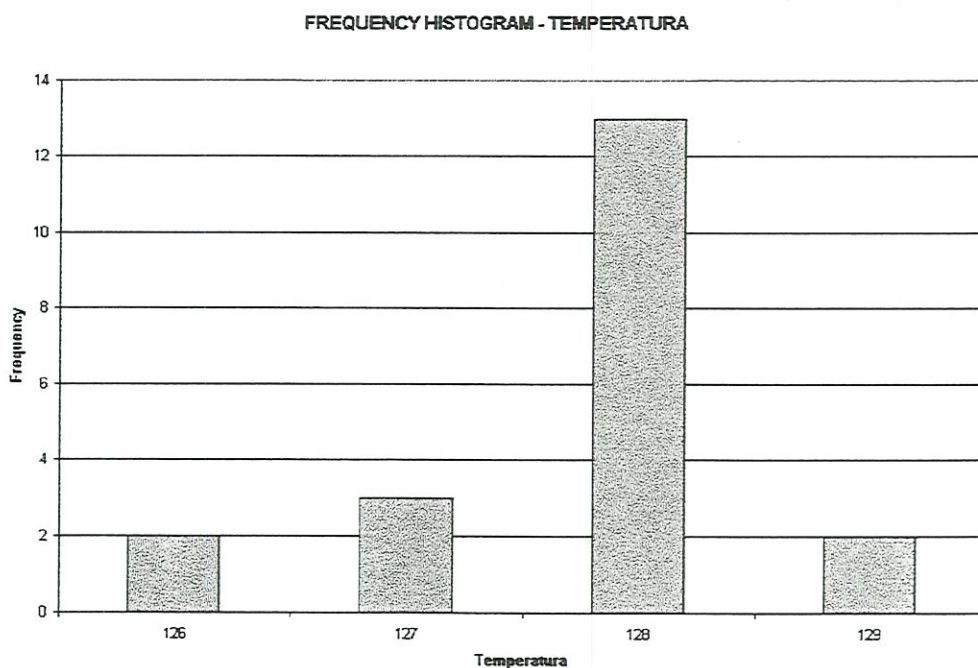


FIGURA 2.3.7 - Histograma de temperatura - Determinação da precisão

TEMPO DE ESTABELECIMENTO E CONSTANTE DE TEMPO

Para a determinação do tempo de estabelecimento e constante de tempo do equipamento, utilizou-se o prato de calibração¹ em laboratório, aplicando-se uma entrada

¹ Prato de calibração. Detalhado na Seção 2.4, Figura 2.4.1. É o elemento calibrador dos transdutores termoeletrônicos.

degrau no Transdutor # 5 de 98°C (degrau = $T_{\text{máx}} - T_{\text{amb}} = 128^{\circ}\text{C} - 30^{\circ}\text{C}$). A temperatura ambiente foi de 30°C .

Para a determinação da constante de tempo do instrumento, leu-se 10 vezes o tempo para se atingir a temperatura correspondente a 63,2 % do degrau de 98°C , que é 62°C . A Tabela 2.3.2 mostra os resultados.

A média das leituras foi de 18,8 s para um desvio de 1,34 s. Desta forma, temos que a constante de tempo foi de 18,8 segundos.

Leitura	Tempo (s)
1	17,9
2	18,1
3	19,4
4	16,9
5	21,6
6	20,3
7	18,7
8	18,4
9	19
10	18

TABELA 2.3.2. Determinação da constante de tempo

Para a determinação do tempo de estabelecimento do instrumento, leu-se as saídas de temperatura e microvoltagem para o caso de estar-se posicionando o transdutor na superfície, e as saídas de microvoltagem e temperatura, para o caso de estar-se removendo o transdutor da superfície.

POSICIONANDO NO PRATO

Tempo (s)	T ($^{\circ}\text{C}$)	Tempo (s)	T ($^{\circ}\text{C}$)
1	35	50	113
2	44	75	119
5	59	100	123
7	69	200	127
10	79	300	128
15	88	420	128
20	95	540	128
30	103	600	128
40	108		

TABELA 2.3.3 - Temperatura x Tempo - Determinação do tempo de estabelecimento

A Tabela 2.3.3 e a Figura 2.3.8 mostram a resposta de temperatura do transdutor à entrada degrau, para a temperatura inicial de 30 °C.

De acordo com a Figura 2.3.8, para a resposta de temperatura, o tempo de estabelecimento foi de 100 segundos.

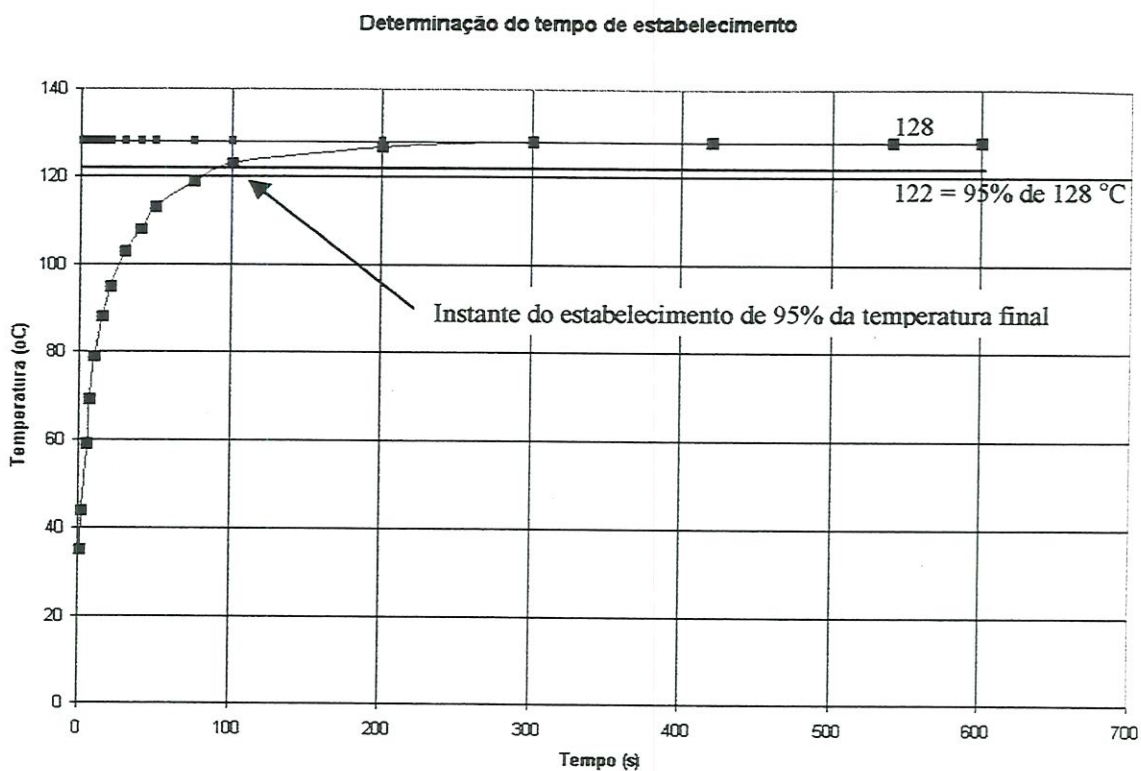


FIGURA 2.3.8 - Temperatura x Tempo - Determinação do tempo de estabelecimento

POSICIONANDO NO PRATO

Tempo (s)	μV (média)	Tempo (s)	μV (média)
1	384	50	1136
2	707	75	774
5	1248	100	588
7	1536	200	365
10	1709	300	337
15	1846	420	331
20	1816	540	332
30	1587	600	323
40	1347		

TABELA 2.3.4 - Microvoltagem x tempo - Determinação do tempo de estabelecimento

A Tabela 2.3.4 e A Figura 2.3.9 mostram a resposta do transdutor a uma entrada degrau de $330 \mu\text{V}$, para uma microvoltagem inicial de zero microvolt.

De acordo com a Figura 2.3.9, para a resposta de microvoltagem, o tempo de estabelecimento foi de 300 segundos.

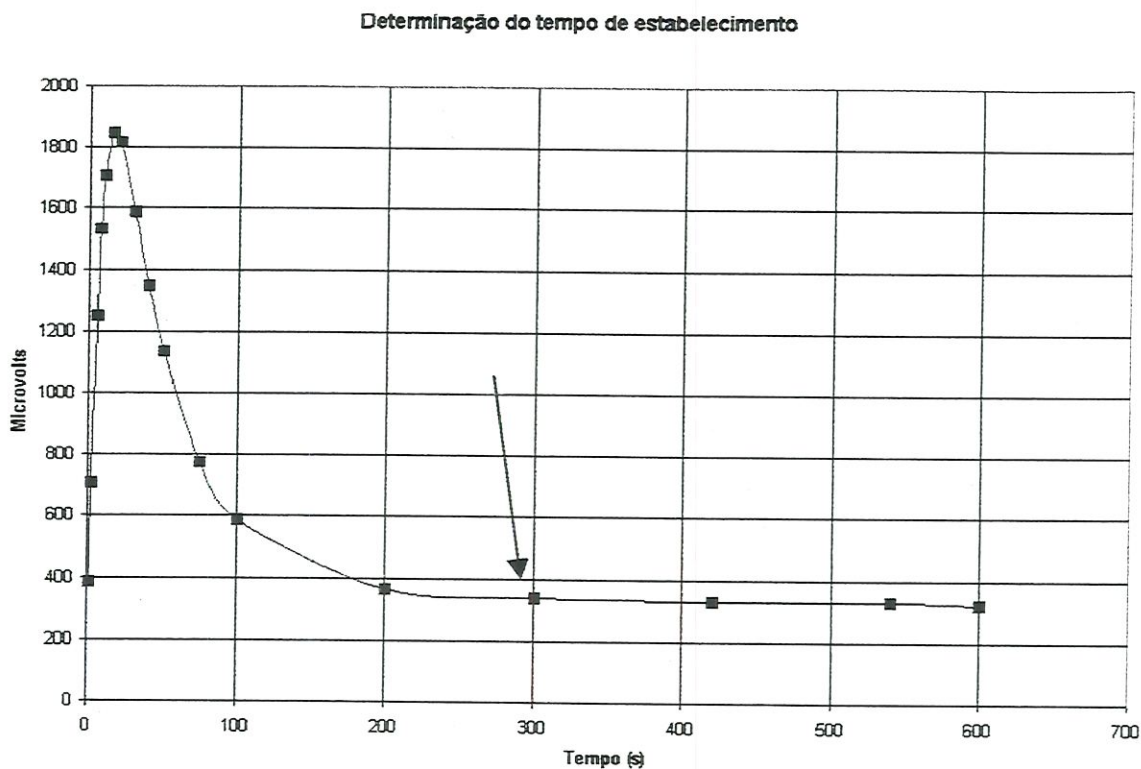


FIGURA 2.3.9 - Microvoltagem x tempo - Determinação do tempo de estabelecimento

Desta forma, temos que 300 segundos ou 5 minutos é o tempo de estabelecimento do equipamento em estudo.

REMOVENDO O TRANSDUTOR DO PRATO

Com a finalidade de determinar o tempo necessário para o transdutor retornar aos valores iniciais, antes de se iniciar uma nova leitura, registrou-se os valores de microvoltagem em diferentes tempos após sua retirada de cima do prato de calibração. A Tabela 2.3.5 e a Figura 2.3.10 mostram os resultados do experimento.

Pelos resultados mostrados na Tabela 2.3.5 e Figura 2.3.10, determinou-se que o tempo entre leituras deveria ser de 40 segundos.

Tempo (s)	$\mu\text{V}(\text{m\u00e9dia})$	Tempo (s)	$\mu\text{V}(\text{m\u00e9dia})$
1	323	50	-6
2	267	75	-7
5	199	100	-7
7	168	200	-7
10	127	300	-7
15	77	420	-7
20	44	540	-7
30	9	600	-7
40	-1		

TABELA 2.3.5 - Microvoltagem x tempo - Determina\u00e7\u00e3o do tempo m\u00ednimo entre leituras.

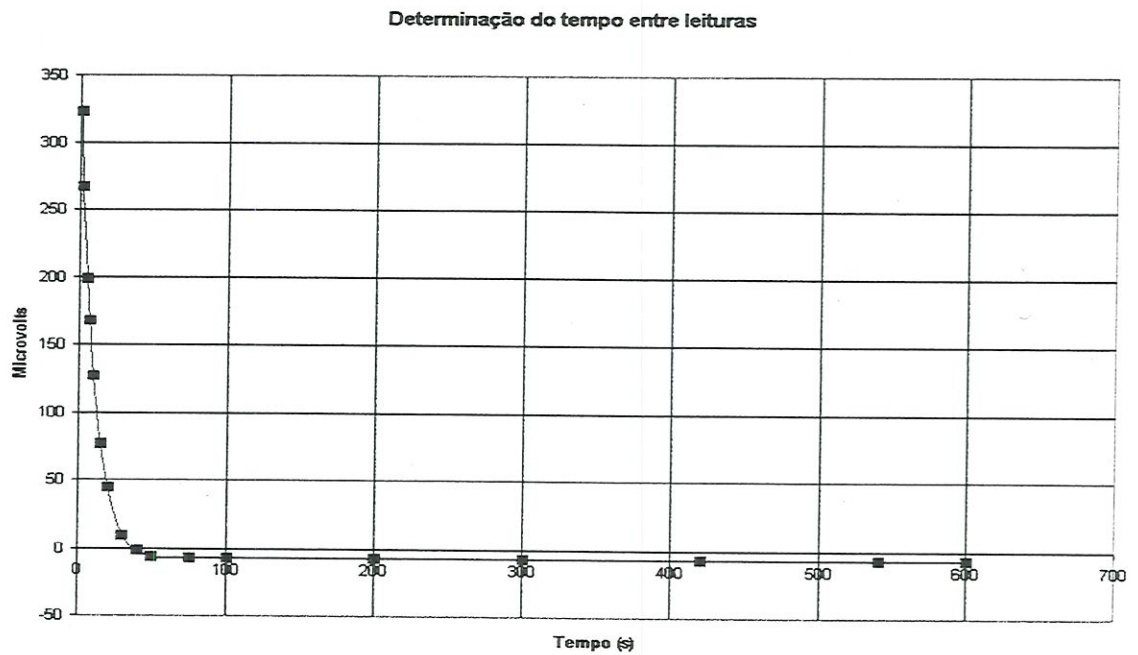


FIGURA 2.3.10 - Microvoltagem x Tempo - Determina\u00e7\u00e3o do tempo m\u00ednimo entre leituras

2.3.3 - EFEITO DE CARGA

O posicionamento do transdutor sobre a superf\u00edcie a ser medida, provoca um desvio do fluxo t\u00e9rmico no sistema, comparado \u00e0 situa\u00e7\u00e3o sem o transdutor.

O transdutor "rouba" um pouco de energia para si, para gerar a queda de potencial entre suas partes superior e inferior.

LUFFY, & HAUPIN (1972), denominaram este efeito de "Fin Effect" ou efeito aleta. Corrige-se o valor lido de microvoltagem pelo fator "Fin Factor" ou simplesmente C_{fin} .

O fator C_{fin} é um valor que varia de 0 a 1, é aplicado sobre o fluxo de calor encontrado nas medições para corrigir este efeito. Este fator corrige a "intensificação" do fluxo de calor na posição de leitura causado pelo contato do posicionamento do transdutor com a superfície a ser medida.

Segundo SWANSIGER (1993), em trabalho realizado no laboratório Alcoa Technical Center nos EUA, o C_{fin} independe do transdutor utilizado e do operador que realiza as medições. Este depende somente da temperatura e da orientação do transdutor. O Anexo A mostra o resumo dos resultados deste trabalho.

A Figura 2.3.11 extraído de SWANSIGER (1993), mostra os fatores de correção C_{fin} em função da temperatura e da orientação dos transdutores. As equações obtidas por SWANSIGER (1993) foram usadas nesse trabalho para a correção do efeito aleta nas medições de perda de calor realizadas.

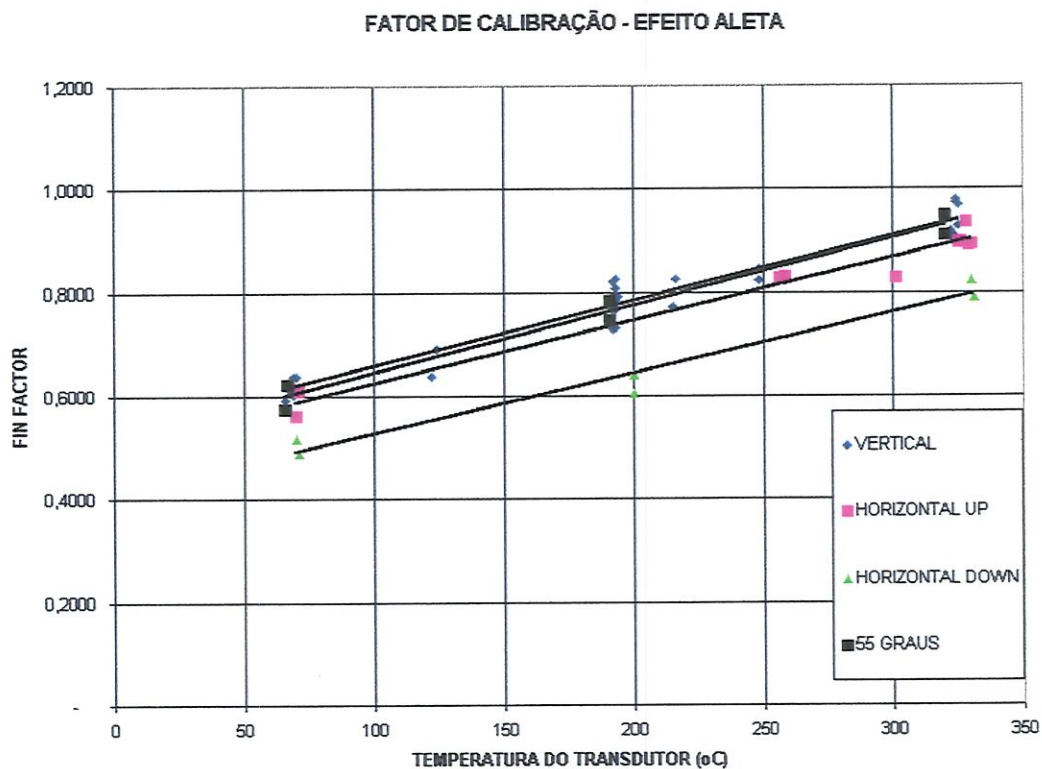


FIGURA 2.3.11 – Fator de correção do efeito aleta Fin Factor em função da temperatura e da posição do transdutor.

2.3.4- ESTUDO DAS ENTRADAS

A entrada é do tipo degrau. A região de medida é a superfície das cubas posicionadas no interior da Sala de Cubas de Poços de Caldas.

A Figura 2.3.12 esquematiza os prováveis elementos que fornecem entradas indesejadas durante as leituras de temperatura e microvoltagem nas superfícies das cubas.

Segundo DOEBELIN (1976), as entradas podem ser caracterizadas como entradas interferentes e modificantes.

ENTRADAS INTERFERENTES

MOVIMENTAÇÃO DO AR. A movimentação do ar sobre o transdutor pode causar uma maior troca de calor do transdutor com o ar. Leituras por volta de $1000\mu\text{V}$ variaram de 960 até $1100\mu\text{V}$, em função da movimentação de ar em torno da cuba eletrolítica. Neste trabalho, não se corrigiu a variação devido à movimentação do ar.

ENTRADAS MODIFICANTES

EFEITO ALETA. O fluxo de calor direciona-se obliquamente em direção ao transdutor (Ilustrado como I_{ma} na Figura 2.3.12), intensificando o valor do fluxo de calor que se deseja medir. Este fenômeno foi considerado anteriormente. É o efeito de carga, corrigido pelo fator C_{fn} .

CONTATO COM O PINO DE FIXAÇÃO. O contato do pino para prender ou fixar o transdutor pode causar um aumento do fluxo de calor através do transdutor (Ilustrado como I_{mf} na Figura 2.3.12). A Figura 2.3.13 mostra o dispositivo magnético utilizado para fixar os transdutores nas paredes da cuba.

Este dispositivo deve ser o menor possível para não alterar o fluxo de calor em volta de si, e deve ter um contato pontual com o transdutor para minimizar o efeito de aleta. Como neste trabalho foram usados magnetos leves e contato pontual, assumiu-se a não ocorrência da interferência devido ao pino de fixação.

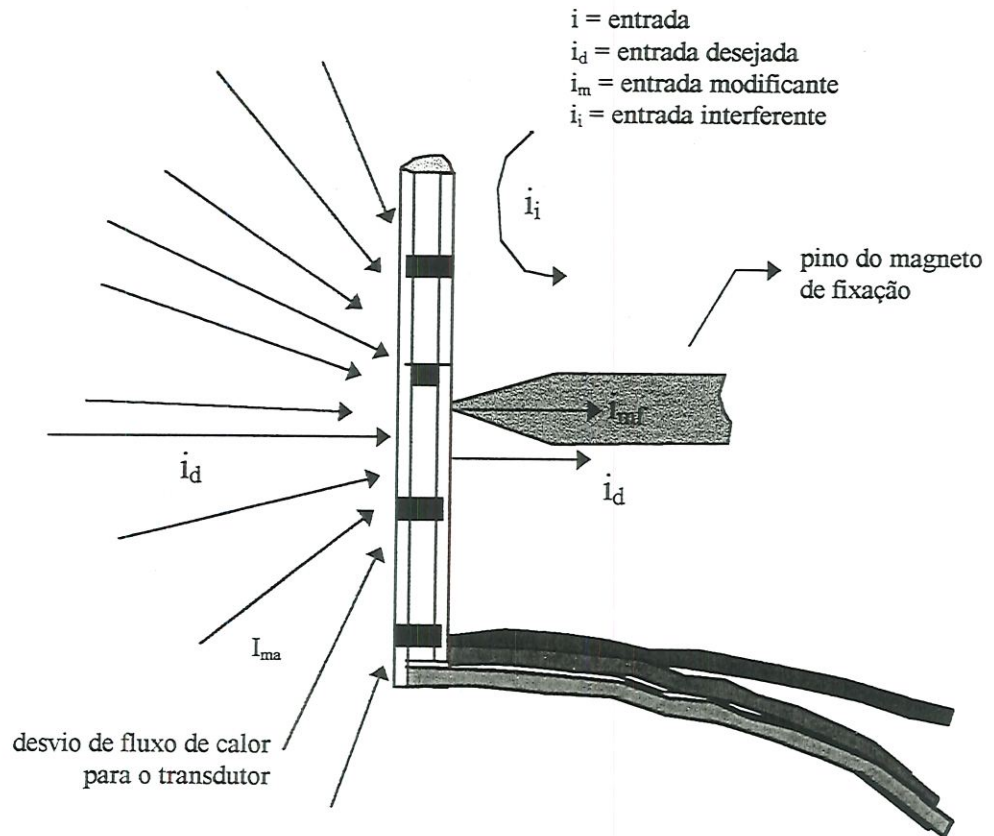


FIGURA 2.3.12 - Esquema do meio de medida e entradas

PRESSÃO DE CONTATO DE FIXAÇÃO. A pressão de contato pode modificar a leitura desejada. Verificou-se que este efeito não é significativo, conforme mostrado por SWANSIGER (1993) e mostrado nas Tabelas A1 e A2 do Anexo A.

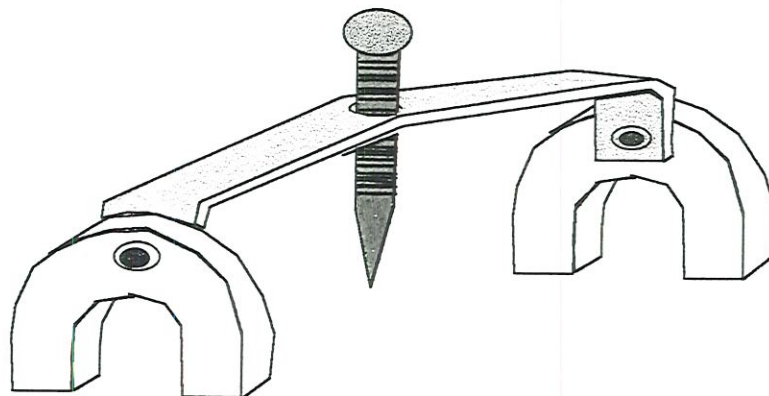


FIGURA 2.3.13 - Magneto para fixação dos transdutores

2.4 - CALIBRAÇÃO DOS TRANSDUTORES

2.4.1- DESCRIÇÃO DO EQUIPAMENTO DE CALIBRAÇÃO DOS TRANSDUTORES

O prato de calibração dos transdutores constitui-se basicamente de um disco de aço de espessura 1/2 pol. e de diâmetro 12 pol.. A Figura 2.4.1 mostra o conjunto do prato de calibração. No centro do disco fica embutido um bloco de aço com um aquecedor de cartucho. Sob o disco são fixados aquecedores de anéis. A parte inferior do conjunto é composta por outro disco com dois resistores de cartucho embutidos.

A Figura 2.4.2 mostra o bloco central de aço. Este bloco envolve um resistor de cartucho de referência de diâmetro 0,386 pol. A função deste bloco é dissipar termicamente uma potência conhecida, gerada pelo resistor.

A Figura 2.4.3 mostra os detalhes do disco de aço. Os resistores de anéis montados neste disco, que envolvem o bloco de referência central, têm a função principal de anular a fuga de calor radial do bloco de referência, garantindo que 100% do fluxo de calor siga na direção normal ao bloco central. Um fio de ferro - constantã é embutido na base do bloco central. Outro fio fica embutido no topo do disco superior (Posição R1 da Figura 2.4.1). Estes fios de ferro formam um termopar diferencial que gera um sinal de microvoltagem usado para os ajustes do sistema buscando o equilíbrio do conjunto. A Figura 2.4.7 mostra o posicionamento da fiação.

A Figura 2.4.4 mostra o disco inferior, cuja função é prevenir a transferência de calor na direção do fundo do bloco de referência. Dois resistores tipo cartucho são embutidos neste disco. A Figura 2.4.5 mostra um anel espaçador cujo propósito é estabelecer uma distância apropriado entre a chapa de fundo e a chapa superior. O espaço entre os discos recebe um material isolante. A Figura 2.4.6 mostra o suporte do prato. O suporte permite que se posicione o prato horizontalmente, em ângulo e verticalmente, simulando as possíveis posições dos transdutores durante o processo de calibração.

O resistor de referência do bloco central é alimentado por uma corrente e uma voltagem (V4) conhecidas, geradas por uma fonte de corrente contínua.



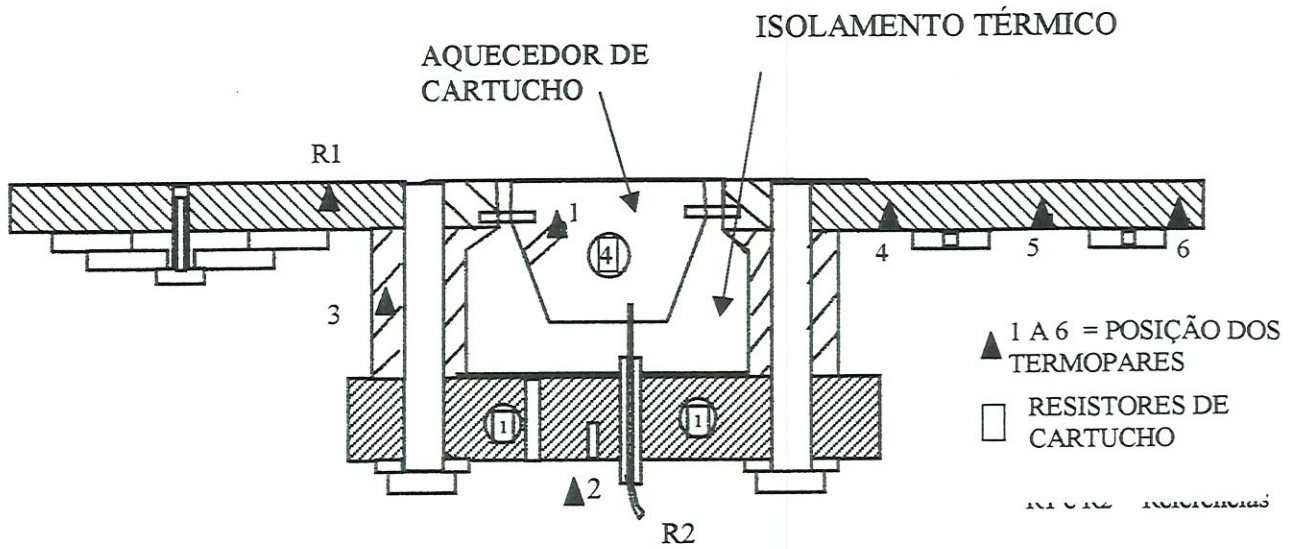


FIGURA 2.4.1 - Conjunto da placa de calibração

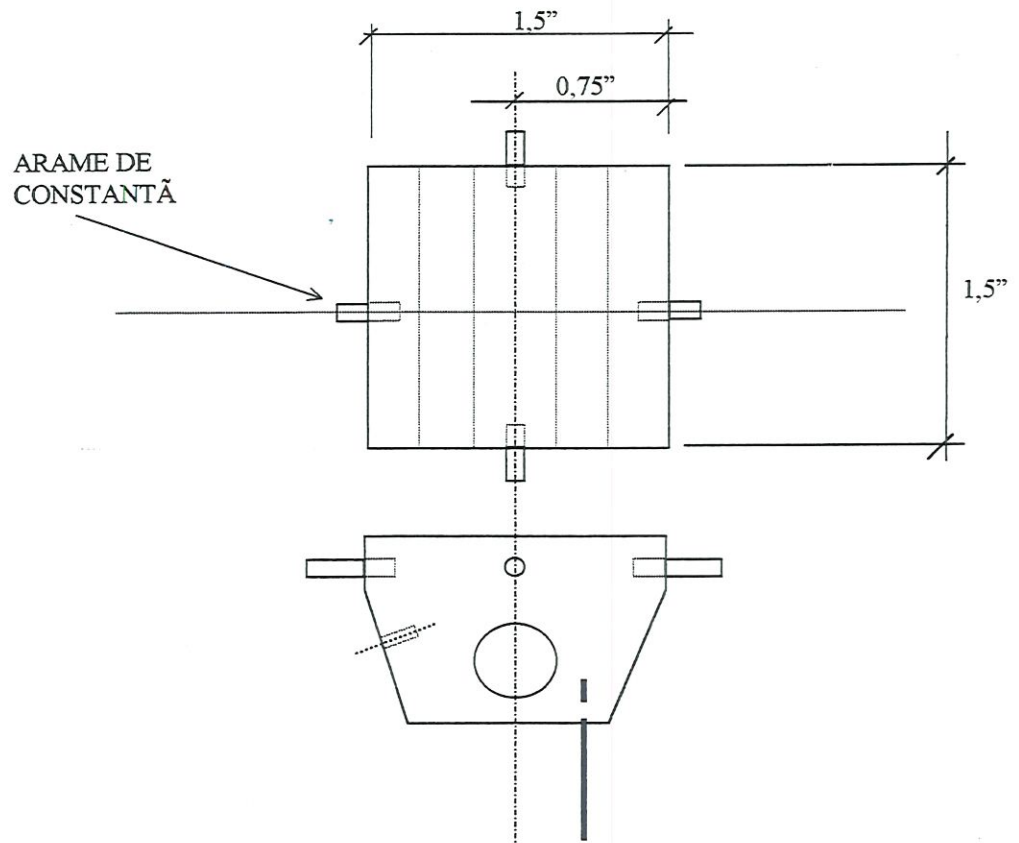


FIGURA 2.4.2 - Bloco central de calibração

Três variacs V1, V2 e V3 fornecem as voltagens necessárias para manter o sistema equilibrado. O equilíbrio é constatado por termopares colocados em diferentes posições do prato (pontos 1 a 6). Ver a Figura 2.4.1.

As Figuras 2.4.8 e 2.4.9 mostram os equipamentos completos.

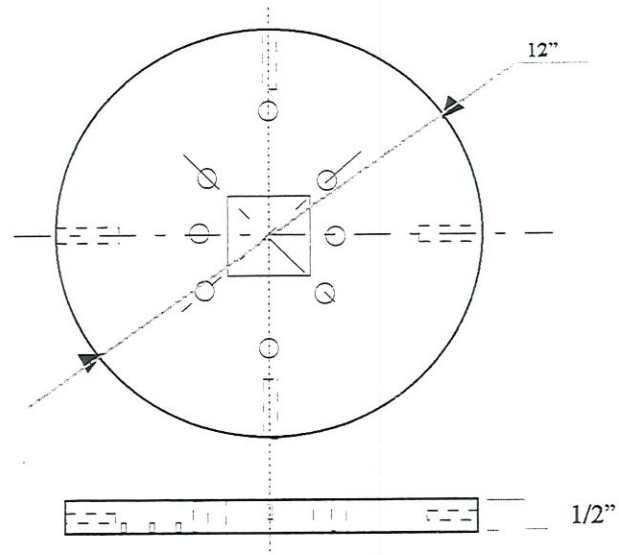


FIGURA 2.4.3 - Prato superior

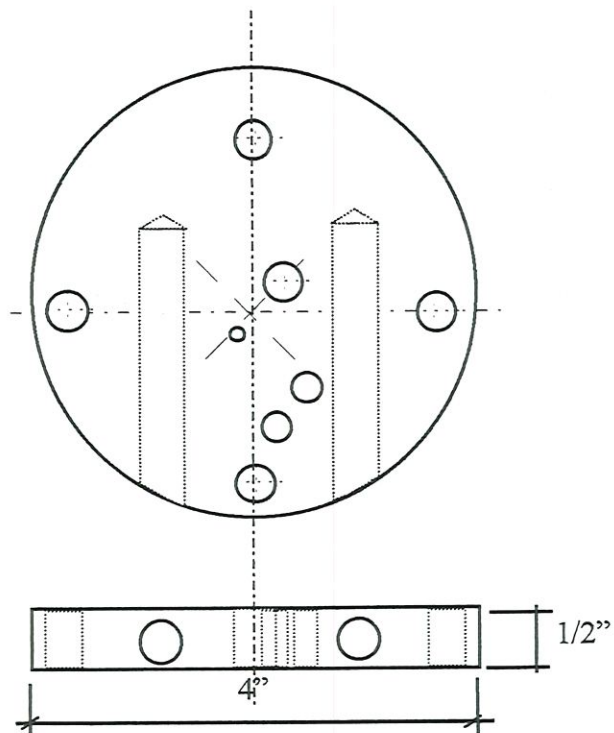


FIGURA 2.4.4 - Prato inferior

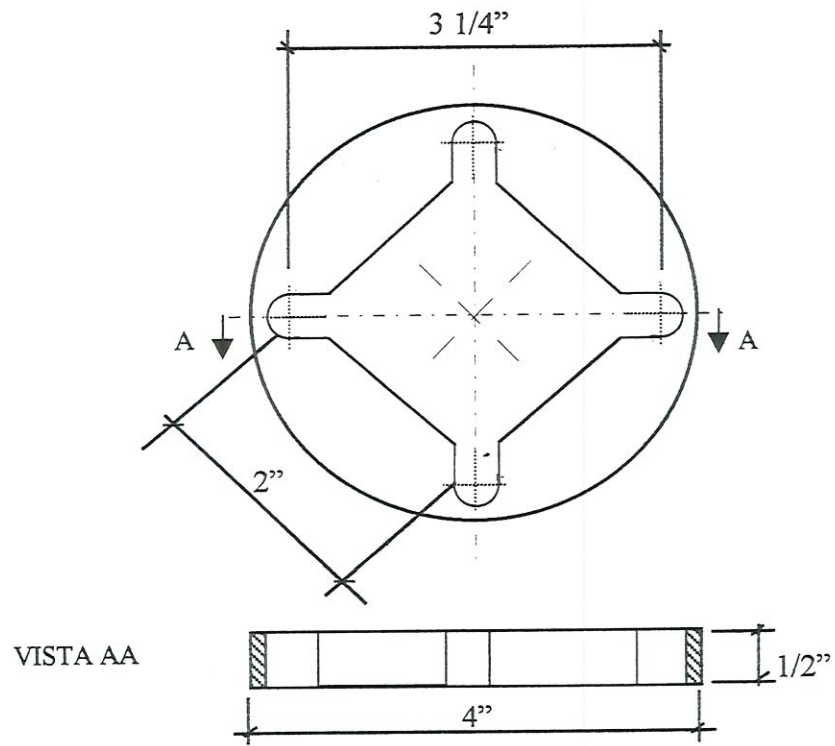


FIGURA 2.4.5 - Anel espaçador

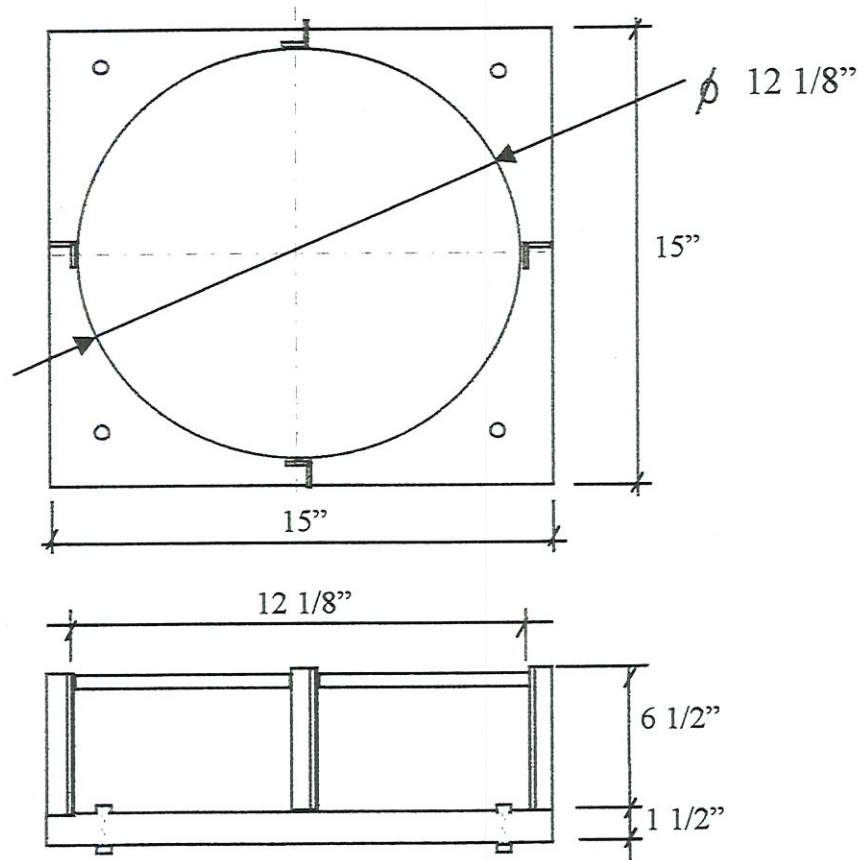


FIGURA 2.4.6 - Quadro suporte do prato

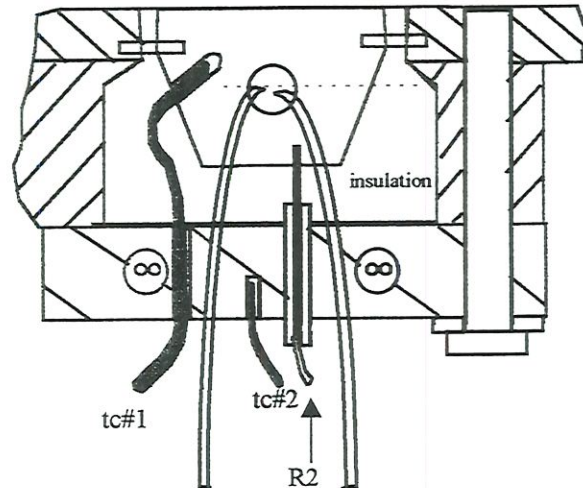


FIGURA 2.4.7 - Fiação do bloco central de referência

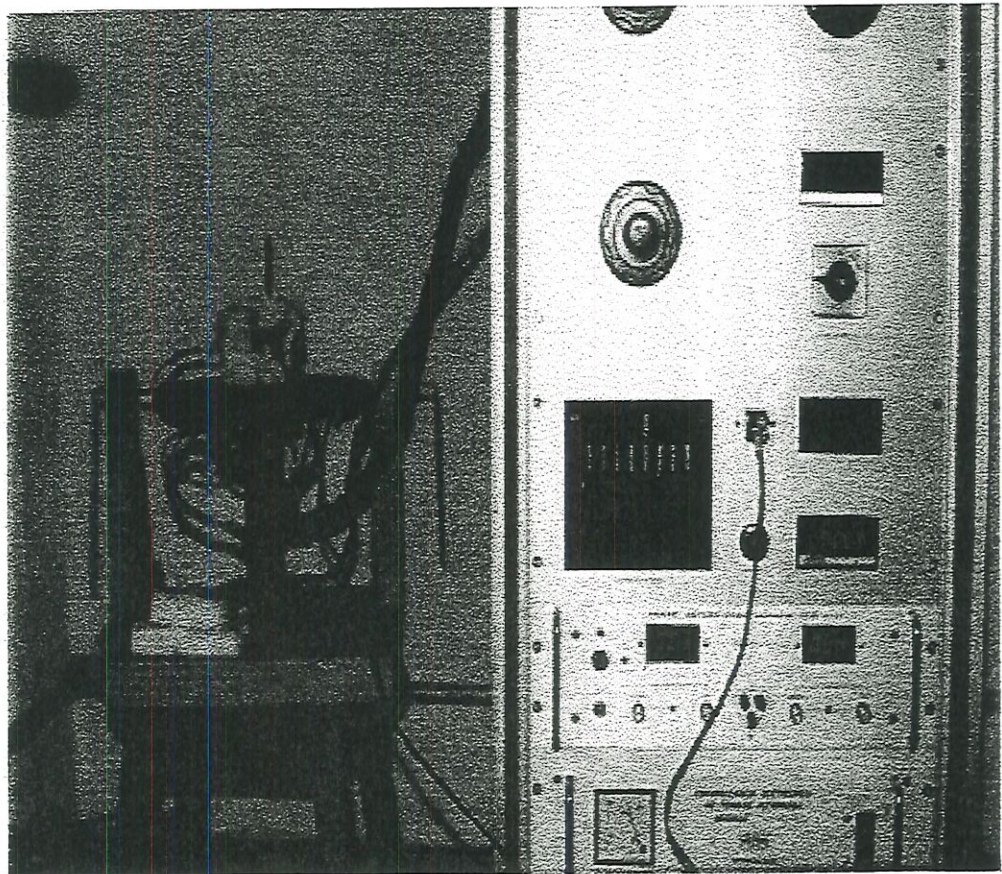


FIGURA 2.4.8 – Conjunto de calibração

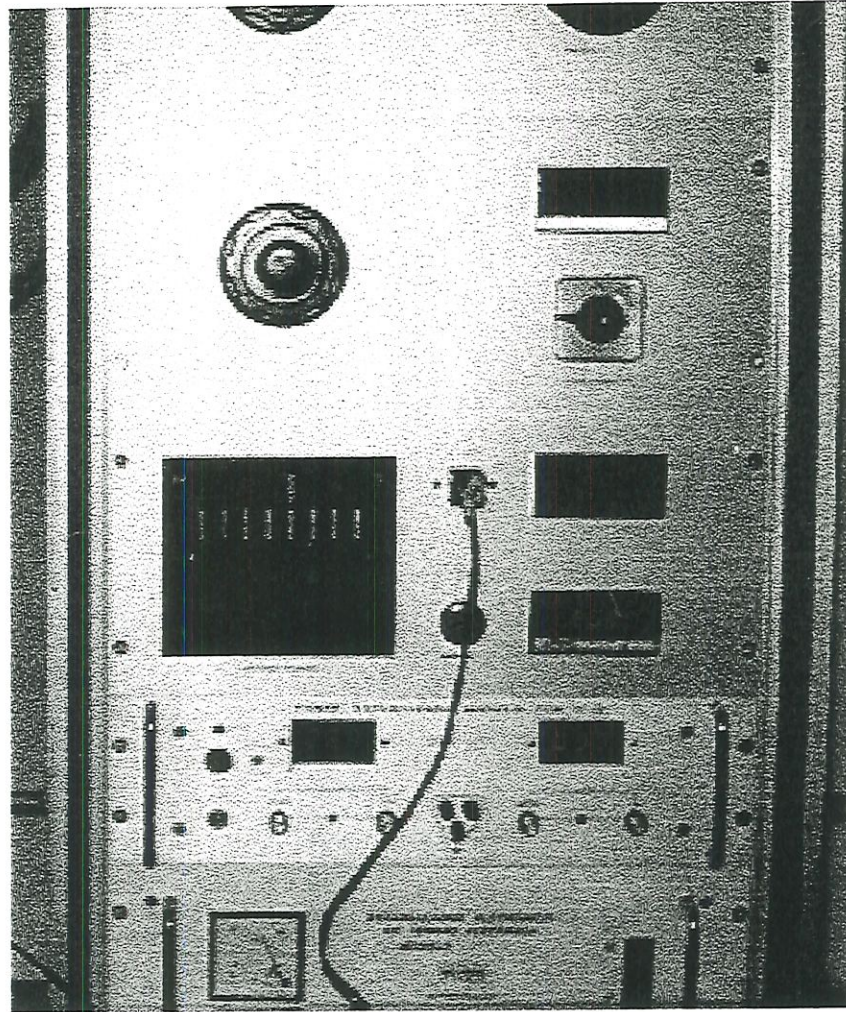


FIGURA 2.4.9 – Unidade com Variacs, fonte e estabilizadores

2.4.2- CALIBRAÇÃO DO SISTEMA E DOS TRANSDUTORES

A unidade de calibração foi instalada numa sala sem variações de temperatura durante as calibrações dos transdutores. A temperatura limite para esta calibração foi de 350°C (limitações do prato).

Os transdutores foram calibrados em 5 ou 6 níveis de temperatura (aproximadamente 75, 120, 150, 200, 250 e 310 °C). Os ajustes foram feitos usando-se variadores de potência (variacs) que alimentaram os resistores de anéis do prato de calibração e também por meio dos resistores de cartucho.

Para a determinação do equilíbrio do prato, procedeu-se como segue:

Fixou-se os transdutores sobre o calibrador referência de área de $1,5 \text{ pol}^2$, prendendo-o firmemente com o uso de um grampo de fixação. O transdutor foi envolvido com fibra-cerâmica de espessura 3 pol para evitar perdas de calor lateral.

Para cada nível de temperatura, as posições de ajuste dos variacs e dos resistores de cartucho são pré-fixadas por experiência anterior. Iniciou-se a calibração com os ajustes de temperaturas menores.

Para um determinado nível de temperatura, ajustou-se a potência da fonte de corrente contínua que alimenta o bloco central de referência de forma a se obter um desvio padrão máximo de $5 \text{ }^\circ\text{C}$ entre os seis pontos de temperatura indicados na Figura 2.4.1.

O equilíbrio entre as leituras é obtido ajustando-se a potência dos aquecedores de anéis através dos variacs e a intensidade de corrente da fonte de corrente contínua que alimenta o resistor de cartucho do bloco de referência baseados em análise lógica das variações de temperatura. A Figura 2.4.1 auxilia na visualização da necessidade dos ajustes.

O ajuste fino para se chegar à condição de equilíbrio é baseado na microvoltagem diferencial (V_{1-2}) entre os dois pontos de termopares R1 e R2 (como mostra a Figura 2.4.1). Quando tem-se temperaturas iguais nestes dois pontos, o sinal de microvoltagem ficará próximo do zero. Isto é o que se procura na calibração, ou seja, não havendo diferencial de temperatura, garante-se que não estará ocorrendo fluxo de calor no sentido da placa inferior.

Deve-se trazer a leitura V_{1-2} para a faixa de $0 +$ ou $- 10 \mu\text{V}$, variando-se a potência do resistor de referência.

O método de tentativa e erro foi aplicado. Este é tedioso e dispense muito tempo de espera. Cada ponto obtido para a curva de calibração demanda de 24 a 48 horas.

Após o equilíbrio, fêz-se as leitura das temperaturas, calculou-se o desvio padrão, checou-se se a leitura V_{1-2} manteve-se na faixa de $0 +$ ou $- 10 \mu\text{V}$.

As voltagens obtidas nos variacs anteriores serão padrões usados para próximas calibrações, com exceção da fonte DC, usada para ajuste fino da voltagem V_{1-2} . Os variacs foram ajustados numa faixa mais alta para a calibração no nível de temperatura seguinte.

A Tabela 2.4.1 mostra a calibração efetuada.

Calibrou-se 7 transdutores, usando-se 4 ou 5 níveis de temperaturas. Na Tabela 2.4.1, a terceira coluna mostra o diferencial de voltagem entre os pontos R1 e R2. A quarta coluna ($TD\mu V$) mostra a microvoltagem registrada pelo transdutor. A temperatura registrada pelo transdutor pode ser vista na Coluna T 7. A Tabela 2.4.1 mostra as temperaturas de 1 a 6 dos diferentes pontos do prato de calibração conforme mostrado na Figura 2.4.1. As voltagens fornecidas pelos variacs para ajuste dos aquecedores de anéis podem ser vistas nas colunas identificadas como V1, V2 e V3. As últimas duas colunas mostram os valores de voltagem e amperagem do resistor de cartucho de referência do bloco central.

2.4.2.1- FATORES DE CALIBRAÇÃO - CTD

Os resultados da calibração são fatores que da mesma forma que o Fator de Aleta C_{fin} serão multiplicados aos resultados das medições nas cubas para se calcular o fluxo de calor.

Foi determinada uma curva de calibração para cada transdutor e para cada nível de temperatura usando-se a seguinte fórmula:

$$CTD = \frac{(V4)(I)(0,2185)}{\mu V_{TD}} \quad (2.4.1)$$

Onde:

CTD = Fator de calibração

V4= Voltagem do calibrador de referência (Volts)

I = Corrente do calibrador de referência (mA)

μV_{TD} = Leitura de microvoltagem do transdutor (μV)

$$\text{Constante } 0,2185 = \frac{3,414}{(1000)(0,015625)} = \frac{(\text{Btu's para watts})}{(\text{watts para KW}) (\text{área Ft}^2)}$$

TABELA DE CALIBRAÇÃO DOS TRANSDUTORES

DATE	TD #	1-2 (μ V)	TD (μ V)	TEMPERATURAS DE CALIBRAÇÃO							T	VOLTS VARIACS			
				1	2	3	4	5	6	7	V1	V2	V3	V4	
10-nov	1	1	71	73	72	72	70	70	71	71	30,4	29,4	30,2	16,3	95
28-set	1	0	209	123	121	119	117	120	121	118	45,3	44,2	45,1	26,1	150
19-set	1	2	282	174	172	172	170	173	175	171	59,7	59,6	59,7	28,4	160
11-nov	1	0	360	224	222	221	217	222	225	216	75,2	74,6	74,9	32,1	175
3-nov	2	-1	139	73	72	71	70	71	72	70	30,4	29,4	30,2	17,3	100
6-out	2	1	242	120	119	117	112	115	117	114	45,1	44,7	45,2	21,8	125
	2	-1	528	172	170	169	165	169	171	166	59,9	59,7	60,1	31,5	180
25-nov	2	1	654	225	223	221	218	223	226	212	75,2	74,6	74,8	35,6	195
1-nov	3	0	110	76	75	74	72	73	74	73	30,4	29,5	30,3	16,5	95
10-out	3	1	278	121	120	119	116	119	120	112	44,9	44,6	45	22,2	125
15-set	3	2	405	175	173	172	170	173	176	171	59,8	59,9	59,8	28,3	160
8-dez	3	0	504	228	226	224	221	227	229	211	75,1	74,5	74,8	31,6	175
25-out	4	3	118	74	73	73	71	72	73	73	30,4	29,5	30,6	17	95
14-out	4	-4	279	122	120	119	117	120	121	117	44,9	44,6	44,9	24,8	140
14-set	4	0	364	173	171	170	166	170	174	169	60	60,3	59,8	28	150
22-dez	4	3	558	228	226	224	220	226	228	214	75,2	74,2	74,8	37	200
9-jun	5	0	61	78	77	76	78	78	78	77	30,6	29,4	30,8	15	90
10-jun	5	4	151	126	122	122	124	125	125	121	45,1	44,2	45,3	20,1	120
14-jun	5	0	272	174	171	170	173	174	174	169	60,3	59,8	61,2	25	150
14-jun	5	6	367	219	216	216	217	22	221	212	74,7	74,4	74,8	28,5	165
15-jun	5	-3	601	322	323	321	311	320	323	309	109	112	110	35,9	200
19-out	5B	1	316	123	121	120	118	120	122	116	44,8	45,1	45,1	25,2	140
2-set	5B	2	426	174	172	171	170	173	175	169	60,1	59,7	60,1	26,5	155
jan-95	5B	0	668	226	225	223	219	225	226	211	75,2	74,2	74,6	37,8	195
20-out	5B	-5	145	75	73	72	71	72	73	70	30,3	29,6	30,1	17	100
15-jul	TN 1	0	200	79	76	78	79	79	76	75	30	30	30	17,5	105
6-jul	TN 1	5	579	176	169	174	178	177	170	169	60,4	59,5	61,1	28	160
6-jul	TN 1	2	878	264	255	263	268	267	252	253	90,8	90,4	90,3	32,8	190
10-jul	TN 1	3	1109	334	327	333	336	335	311	320	115	115,4	115,7	41,67	235

ONDE:

TD# = NÚMERO DO TRANSDUTOR CALIBRADO

1-2 (μ V) = DIFERENÇA DE MICROVOLTAGEM ENTRE OS PONTOS 1 E 2.

T1 - T6 = TEMPERATURAS DOS PONTOS 1 ATÉ 6

T7 = TEMPERATURA DO TRANSDUTOR EM CALIBRAÇÃO

V1 - V3 = VOLTAGEM CA NOS VARIACS 1 ATÉ 3

V4 = VOLTAGEM DO RESISTOR DE REFERENCIA NÚMERO 4

I = AMPERAGEM DO RESISTOR DE REFERENCIA NÚMERO 4

TABELA 2.4.1 – Tabela de calibração dos transdutores

Cada fator de calibração, conforme recomendado por SWANSIGER (1993) está relacionado a uma certa temperatura obtida da leitura do termopar do transdutor. Usou-se um polinômio de 2º grau para se determinar a curva de calibração de cada transdutor em função da temperatura.

A Tabela 2.4.2 e a Figura 2.4.10 mostram os valores dos fatores de calibração para cada temperatura e as curvas de calibração dos transdutores, obtidas em Poços de Caldas.

TD #	Temp. (°C)	CTD	TD #	Temp. (°C)	CTD
1	71	4,76982	5	77	4,84008
1	118	4,0967	5	121	3,49341
1	171	3,52402	5	169	3,01517
1	216	3,41263	5	212	2,80228
2	70	2,72195	5	309	2,61276
2	114	2,46263	5B	116	2,44169
2	166	2,34854	5B	169	2,10871
2	212	2,32143	5B	211	2,41323
3	73	3,11648	5B	70	2,56407
3	112	2,18307	TN 1	75	2,00931
3	171	2,44512	TN 1	169	1,69219
3	211	2,39963	TN 1	253	1,55232
4	73	2,99322	TN 1	320	1,93112
4	117	2,7216			
4	169	2,52346			
4	214	2,90032			

TABELA 2.4.2 - Fatores de calibração CTD – Medidas realizadas em Poços de Caldas

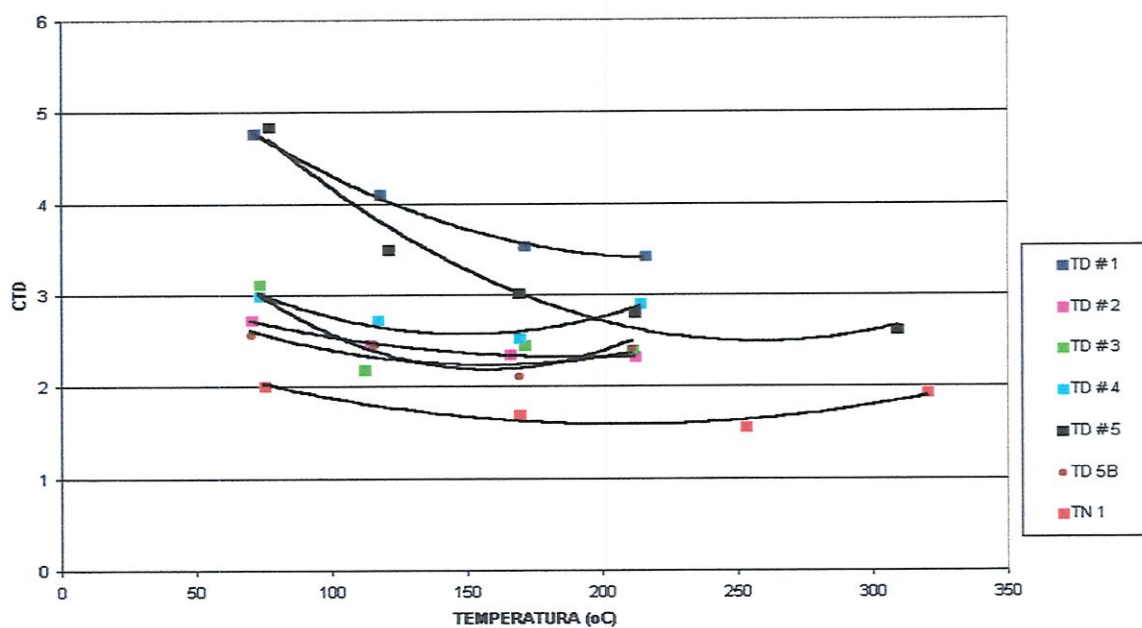


FIGURA 2.4.10 - Fatores de calibração CTD – Medidas realizadas em Poços de Caldas

A Tabela 2.4.3 e a Figura 2.4.11 mostram os fatores de calibração e as curvas de calibração dos mesmos transdutores realizadas a partir do equipamento calibrador do Alcoa Technical Center nos USA.

TD	Temp. (°C)		TD	Temp. (°C)	
		TD #1			TD #4
1	74	3,4147895	4	74	2,226187
1	133	3,396632	4	132	2,262716
1	208	3,2942149	4	208	2,380251
1	272	3,2720551	4	267	2,464824
1	337	3,55509	4	341	2,721095
		TD #2			TD #5
2	73	1,5641995	5	74	1,772246
2	130	1,5792458	5	134	1,821771
2	208	1,89634	5	206	1,901962
2	265	1,9276113	5	269	1,982445
2	337	2,178702	5	336	2,260178
		TD #3			
3	73	1,8364044			
3	132	1,873811			
3	207	1,9500571			
3	264	2,0722232			
3	337	2,2784607			

TABELA 2.4.3 - Fatores de calibração CTD – Medidas realizadas nos Estados Unidos

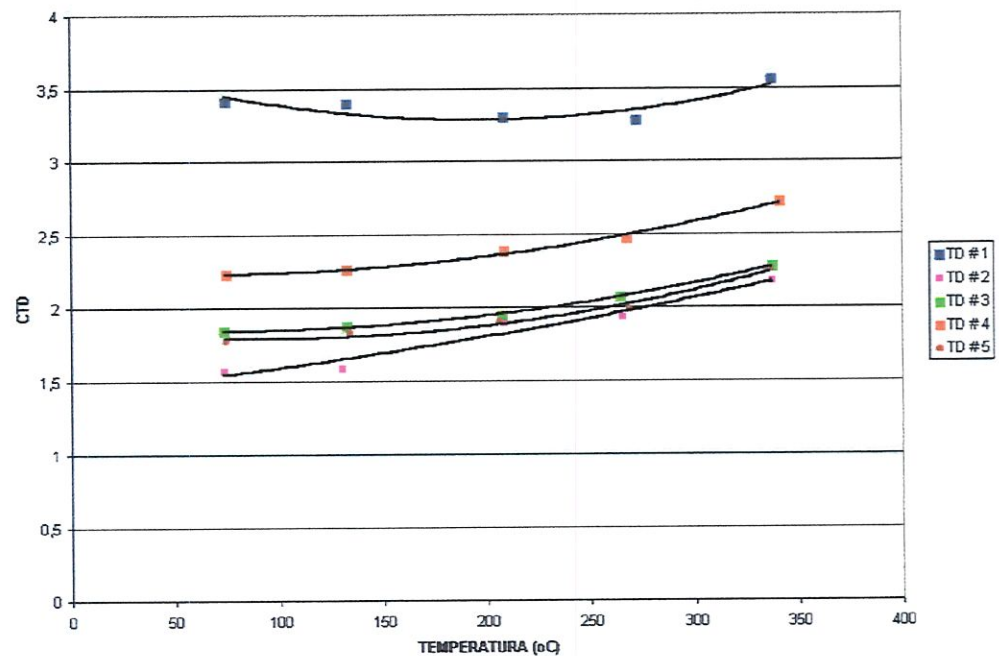


FIGURA 2.4.11 - Fatores de calibração CTD x Temperatura - Calibrador americano

Através de regressão, obteve-se para os pontos mostrados na Tabela 2.4.2, a equação de calibração para cada transdutor. A Tabela 2.4.4 mostra as equações obtidas.

TRANSDUTOR	EQUACÃO	R ²
1	$CTD = 6.3714 - 0.02666 * T + 5.8103E-5 * T^2$	0.9974
2	$CTD = 3.3107 - 0.0104 * T + 2.6882E-5 * T^2$	0.9945
3	$CTD = 5.0303 - 0.036031 * T + 0.00011389 * T^2$	0.7135
4	$CTD = 4.2792 - 0.022827 * T + 7.6007E-5 * T^2$	0.9128
5	$CTD = 6.9687 - 0.034691 * T + 6.7114E-5 * T^2$	0.9624
5B	$CTD = 3.4357 - 0.0152 * T + 4.6991E-5 * T^2$	0.6799
TN1	$CTD = 2.6717 - 0.0104 * T + 2.5229E-5 * T^2$	0.9022

TABELA 2.4.4 - Equações de calibração CTD (fatores de calibração) e coeficiente de determinação dos ajustes.

2.4.2.2- CORRELAÇÃO TEMPERATURA X MICROVOLTAGEM

Com a finalidade de verificar a correlação entre a temperatura do transdutor e o fluxo de calor que passa pelo mesmo, realizou-se um experimento registrando a temperatura e a microvoltagem de um determinado transdutor no ambiente de leitura de fluxo de calor, isto é, dentro da Sala de Cubas.

Usando dados coletados pelo Transdutor # 5 mostrou-se que o coeficiente de determinação da correlação entre temperatura e microvoltagem é de $R^2 = 0,6544$. Esta verificação é importante, pois em caso de correlação forte, seria possível a realização dos balanços térmicos das cubas a partir somente das medidas de temperaturas das superfícies. Pelos resultados obtidos, concluímos que somente o uso das temperaturas para o cálculo de fluxo de calor poderia levar a falsos resultados de balanceamento térmico das cubas.

A Tabela 2.4.5 e o A Figura 2.4.12 mostram os resultados.

Temperatura (oC)	Voltagem (μ V)	Temperatura (oC)	Voltagem (μ V)
190	590	106	160
168	760	88	290
160	260	118	490
97	170	128	530
79	10	131	490
152	200	130	470
65	180	91	130
66	140	106	160
39	20	49	40
43	60	67	70
55	20	72	50
168	190	97	220
127	120	79	130
250	620	72	90
142	240	128	360
132	270	90	170
187	420	94	240
234	880	149	550

TABELA 2.4.5 – Correlação entre temperatura e microvoltagem dos transdutores termoeletricos

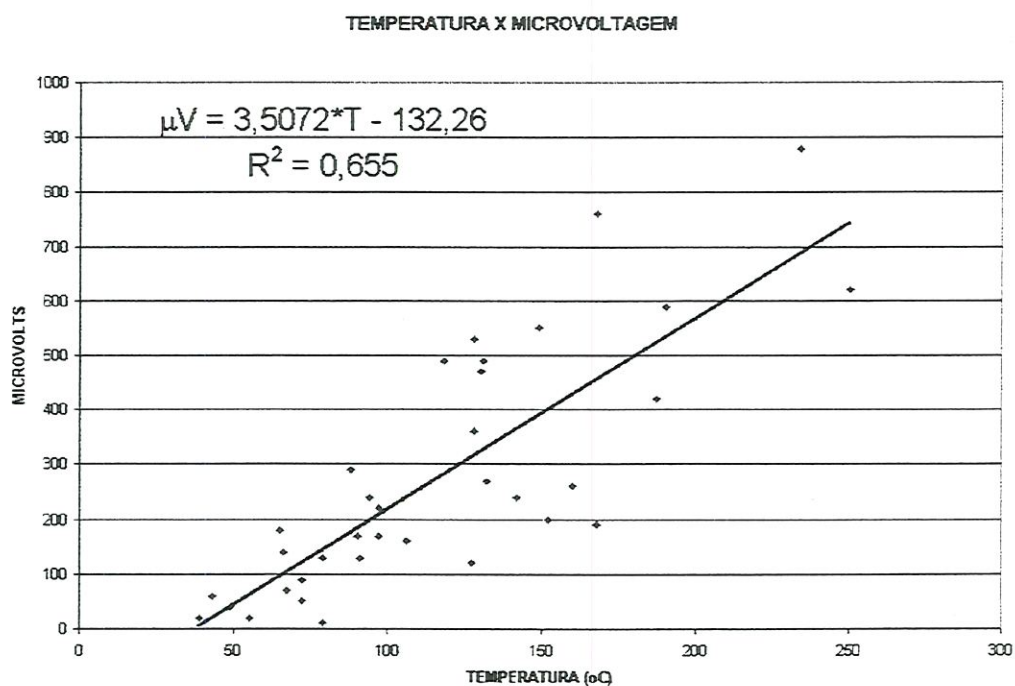


FIGURA 2.4.12 – Correlação entre temperatura e microvoltagem dos transdutores termoeletricos

2.5 – DESCRIÇÃO DAS MEDIDAS DE FLUXO DE CALOR NAS CUBAS ELETROLÍTICAS

2.5.1 – DESCRIÇÃO EXPERIMENTAL

Com a unidade móvel (Figura 2.3.3) fêz-se as leituras em diferentes posições da cuba eletrolítica. As Figuras 2.5.1, 2.5.2, 2.5.3 e 2.5.4 a seguir, mostram as diferentes posições em que se realizam as medições.

As Figuras 2.5.5 e 2.5.6 mostram a forma de fixação dos transdutores na cuba, com o uso ou não de magneto. O uso ou não do magneto foi determinado pela posição da medida. Em posições onde o campo magnético da cuba¹ foi mais intenso, não houve a necessidade do uso do magneto de fixação, pois somente o campo magnético da cuba foi capaz de fixar o transdutor.

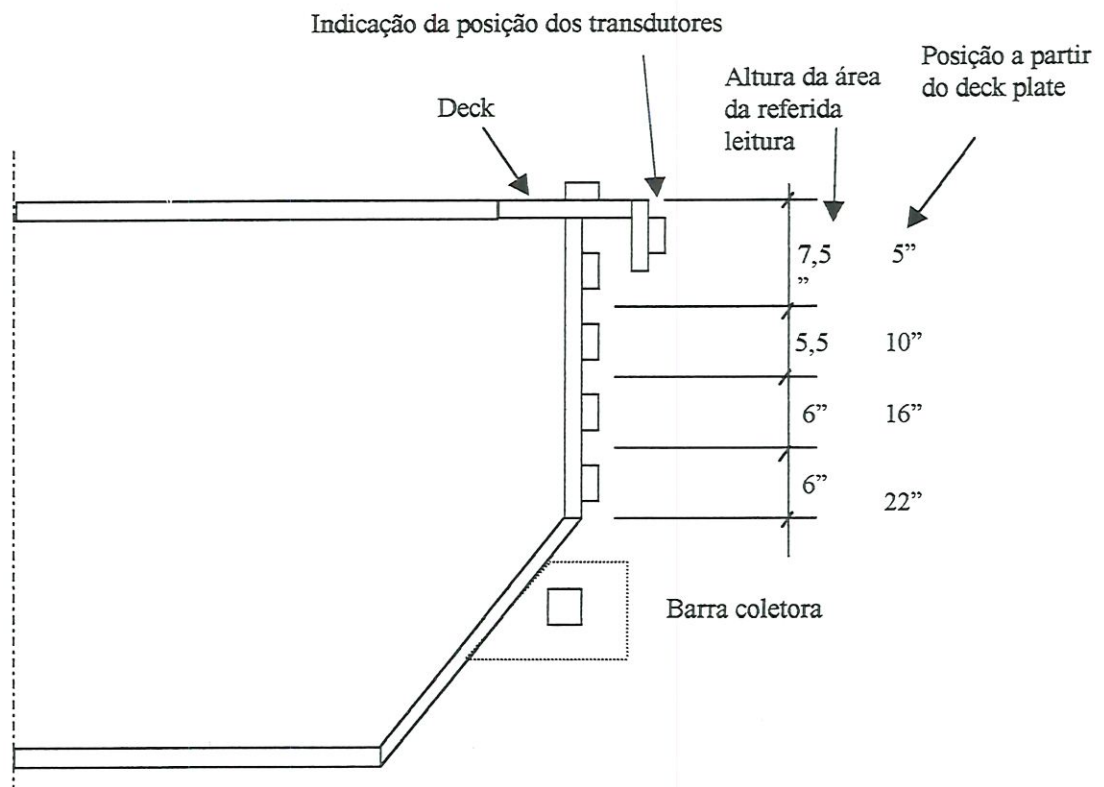
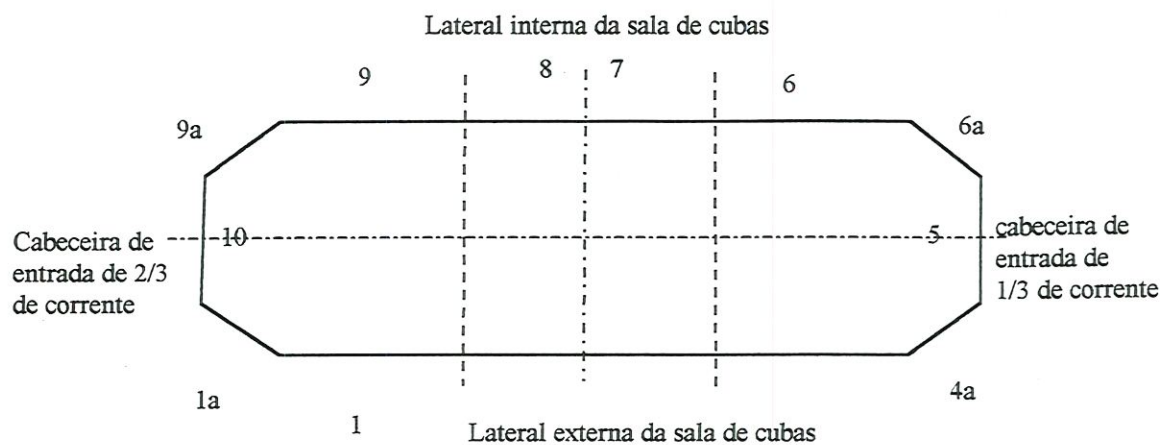


FIGURA 2.5.1 - Posições laterais das leituras de perda de calor no cátodo

¹ Campo magnético da cuba. A intensa corrente elétrica que passa pela cuba e pelos barramentos anódicos e catódicos, provoca um intenso campo magnético na Sala de Cubas.



Vista em planta do "casing" do ânodo - Regiões de leitura de fluxo de calor

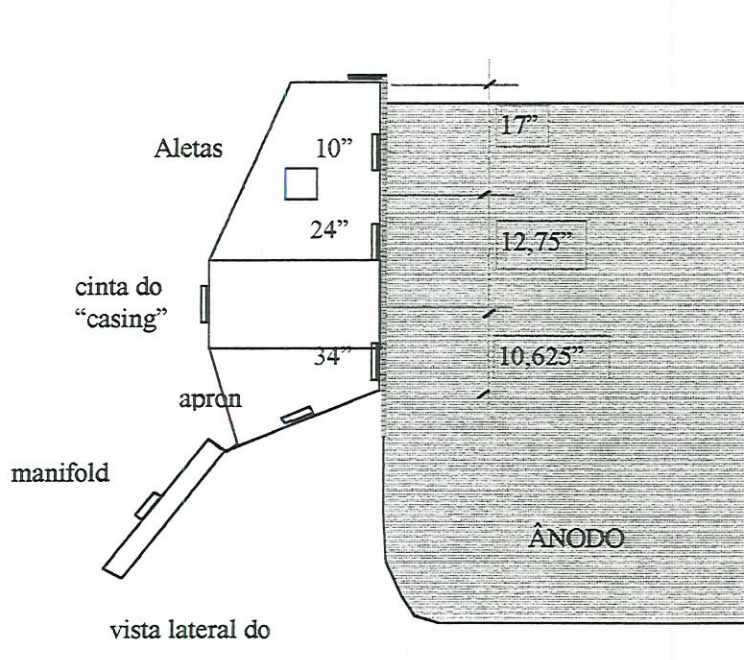


FIGURA 2.5.2 - Posições esquemáticas das leituras sobre o "casing" do ânodo

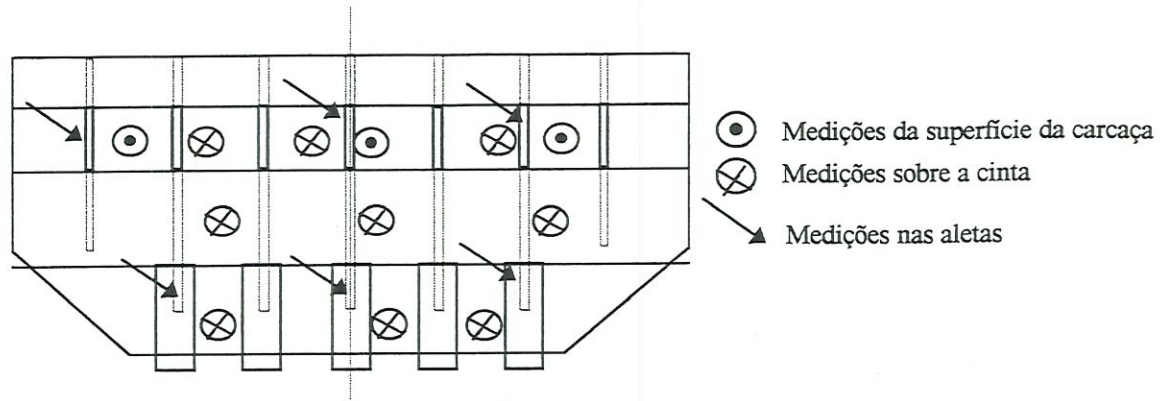


FIGURA 2.5.3 - Posições esquemáticas das leituras na cabeceira da cuba eletrolítica

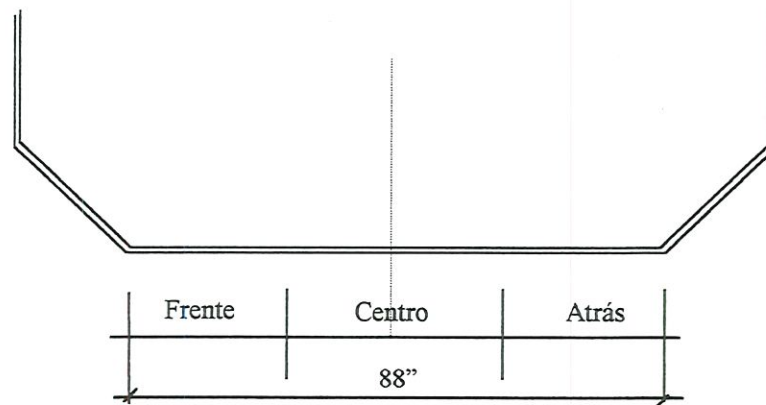
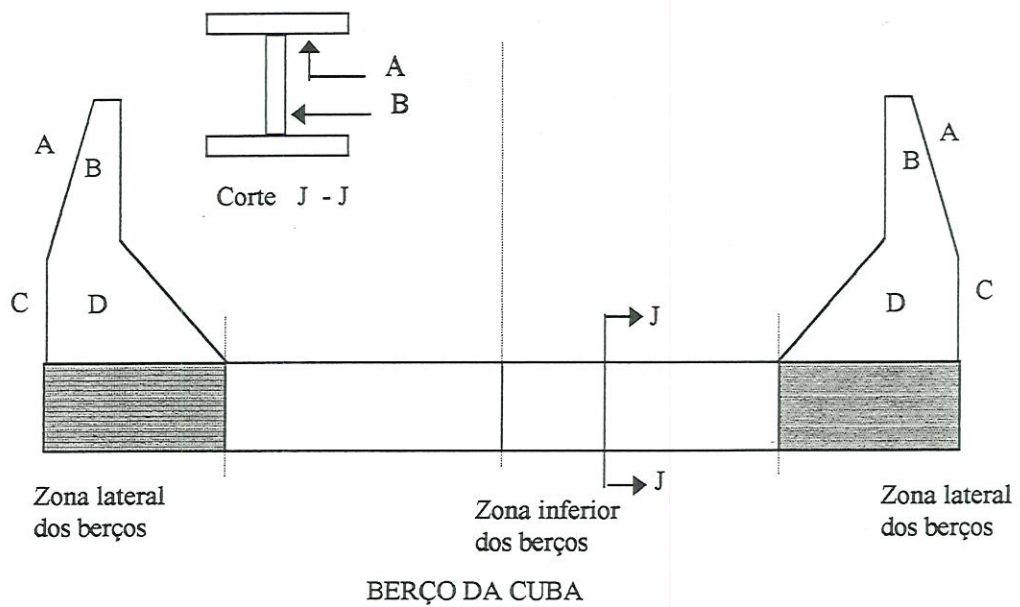


FIGURA 2.5.4 - Posições de medidas no fundo da cuba

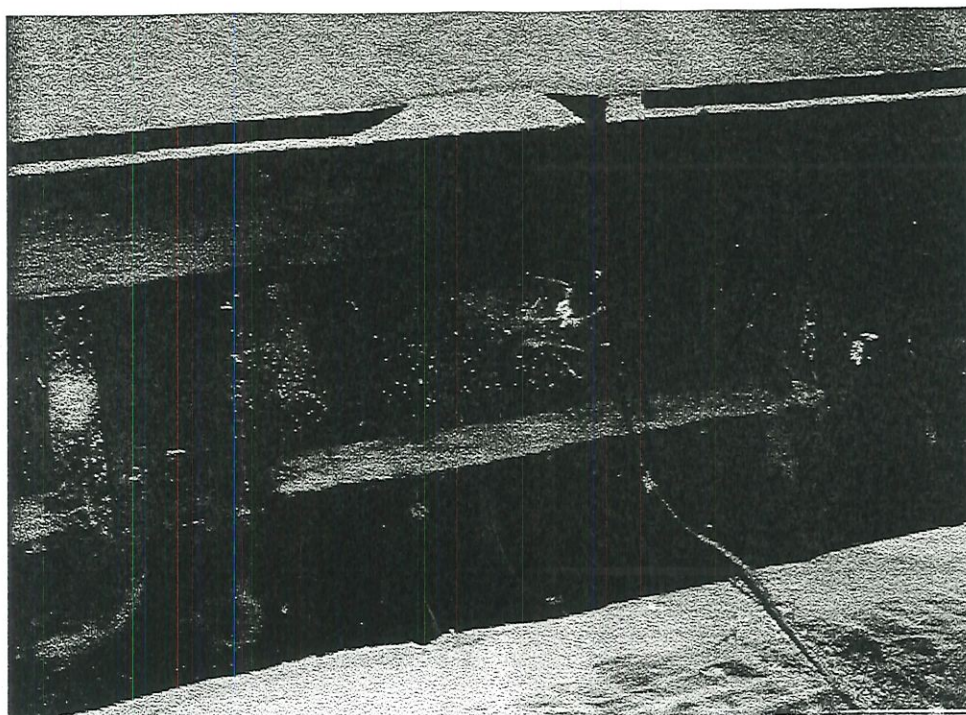


FIGURA 2.5.5 – Fixação do transdutor sem magneto

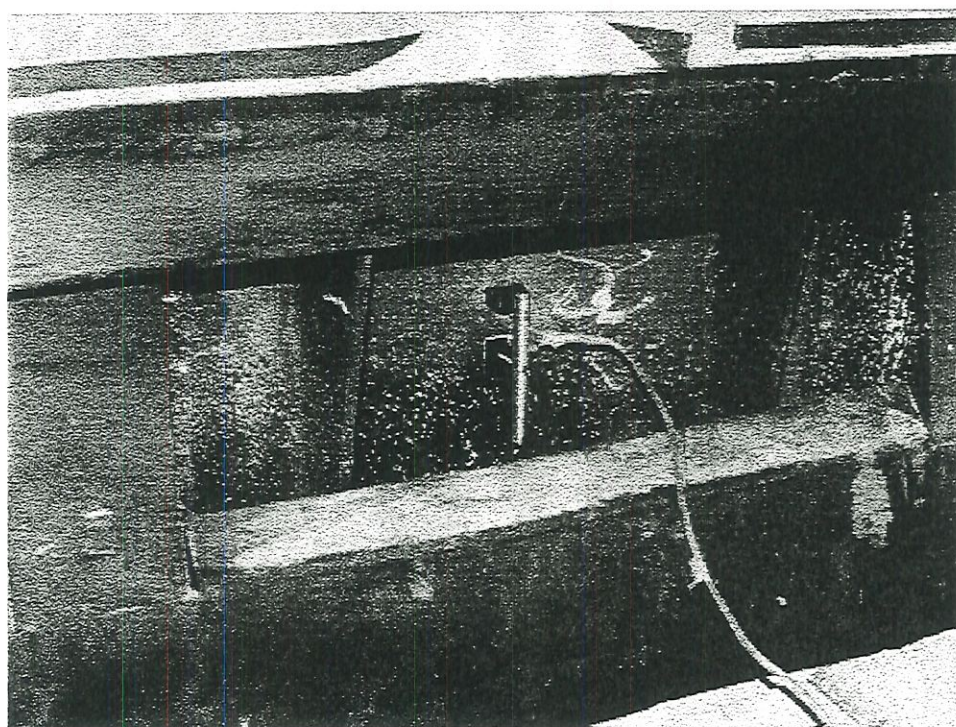


FIGURA 2.5.6 – Fixação do transdutor com magneto

Tendo-se obtido as curvas de calibração mostradas na Figura 2.5.10 e Tabela 2.5.4 , o próximo passo é o cálculo do fluxo de calor a partir das leituras obtidas no campo de temperaturas e microvoltagens. Com os valores de microvoltagem e temperaturas, calculou-se o fluxo de calor nas cubas eletrolíticas, usando-se a seguinte fórmula:

$$q \text{ (KW/pé}^2\text{)} = \frac{\text{CTD} * \text{Cfin} * \mu\text{V}_{\text{TD}}}{3414} \quad (2.5.1)$$

onde:

q = fluxo de calor (KW/pé²);

CTD= Fator de calibração do transdutor na temperatura de leitura;

Cfin= Fator de calibração para efeito aleta baseado na temperatura de leitura e orientação do transdutor (Figura 2.3.11);

μV_{TD} = Leitura de microvoltagem pelo transdutor na cuba;

3414 = Constante para conversão de BTU para KW;

A energia perdida será então o produto do fluxo de calor pela área de medição representada:

$$\text{(KW)} = Q \text{ (KW/pé}^2\text{)} * \text{área(pé}^2\text{)} \quad (2.5.2)$$

Onde:

área = área na superfície da cuba a qual se refere a leitura do transdutor.

2.5.2 – ESTUDO DE ERROS PROPAGADOS

Frequentemente necessita-se medir uma grandeza que é composta de várias variáveis e que não pode ser medida diretamente, ou seja, esta grandeza é calculada de uma expressão matemática a partir dos valores obtidos para cada variável da expressão. Fica então o problema de se especificar o erro dessa grandeza obtida da combinação de outras através da expressão matemática. Percebe-se com facilidade, que esse erro provém da combinação dos erros das variáveis usadas no cálculo da grandeza procurada. O problema inverso, também é importante, ou seja, se a grandeza procurada precisa ser obtida com uma determinada precisão, qual deve ser a precisão dos instrumentos usados para medir as variáveis que compõem a grandeza procurada ?

Para responder a essas perguntas foram desenvolvidas teorias. Assim, seja uma quantidade N , onde N é uma função conhecida de n variáveis independentes $u_1, u_2, u_3, \dots, u_n$, isto é:

$$N = f(u_1, u_2, u_3, \dots, u_n) \quad (2.5.3)$$

As variáveis u , são quantidades medidas (saídas de instrumentos ou componentes) com erros $\pm u_1, \pm u_2, \pm u_3, \dots, \pm u_n$ respectivamente. Esses erros serão combinados, resultando o erro ΔN .

Os erros Δu podem ser combinados de duas maneiras diferentes:

a) Limites absolutos

Os Δu são obtidos considerando-se os limites absolutos dos mesmos, ou seja, com 100% de confiança.

$$N \pm \Delta N = f(u_1 \pm \Delta u_1, u_2 \pm \Delta u_2, u_3 \pm \Delta u_3, \dots, u_n \pm \Delta u_n) \quad (2.5.4)$$

Para se obter ΔN pode-se aplicar a expansão em série de Taylor:

$$f(u_1 + \Delta u_1, u_2 + \Delta u_2, \dots, u_n + \Delta u_n) = f(u_1, u_2, \dots, u_n) + \quad (2.5.5)$$

$$+ \Delta u_1 \frac{\partial f}{\partial u_1} + \Delta u_2 \frac{\partial f}{\partial u_2} + \dots + \Delta u_n \frac{\partial f}{\partial u_n} + \frac{1}{2} \left[(\Delta u_1)^2 \frac{\partial^2 f}{\partial u_1^2} + \dots \right] + \dots$$

Como os Δu são pequenos, despreza-se $(\Delta u)^2$, e pode-se concluir que o erro absoluto fica:

$$E_a = \Delta N = \left| \Delta u_1 \frac{\partial f}{\partial u_1} \right| + \left| \Delta u_2 \frac{\partial f}{\partial u_2} \right| + \dots + \left| \Delta u_n \frac{\partial f}{\partial u_n} \right| \quad (2.5.6)$$

É necessário tomar-se os valores absolutos pois as derivadas podem tomar sinal negativo em alguns casos. O erro percentual relativo E_r , fica :

$$E_r = \Delta N \frac{\Delta N}{N} \cdot 100 = \frac{100 E_a}{N} \quad (2.5.7)$$

B) Limites estatísticos

Os Δu são obtidos por processos estatísticos tais como $\pm 2 \sigma$ (95% de confiança), $\pm 3 \sigma$ (99,7% de confiança). Nesse caso a maneira de se calcular o erro é diferente. Usa-se a fórmula de raiz da soma dos quadrados (rsq):

$$E_{rsq} = \sqrt{\left(\Delta u_1 \frac{\partial f}{\partial u_1} \right)^2 + \left(\Delta u_2 \frac{\partial f}{\partial u_2} \right)^2 + \dots + \left(\Delta u_n \frac{\partial f}{\partial u_n} \right)^2} \quad (2.5.8)$$

O erro E_{rsq} , tem o mesmo significado estatístico dos erros individuais. Se os Δu são de $\pm 2s$, também E_{rsq} será com 95% de confiança” (PINOTTI, 1994)*

* PINOTTI, M. JR (1994). Medidas mecânicas. Curso ministrado na pós Graduação da EESC – USP, no período de Março a Julho.

2.5.2.1 - ERROS NA DETERMINAÇÃO DE CTD

Chamando a Equação (2.5.3) de N, teremos:

$$N = CTD = \frac{V_4 \cdot I \cdot 0,2185}{\mu V_{TD}} \quad (2.5.9)$$

Para o exemplo do Transdutor # 5 citado na Seção 2.3:

$$\mu V_{TD} = 367 \pm 18,4$$

$$V_4 = 28,5 \pm 0,05$$

$$I = 165 \pm 2,5$$

Fazendo a constante $0,2185 = K$, teremos:

$$CTD = \frac{K \cdot V_4 \cdot I}{\mu V_{TD}} \quad (2.5.10)$$

Derivando em I :

$$\frac{\partial CTD}{\partial I} = \frac{K \cdot V_4}{\mu V_{TD}} = 0,01697$$

Derivando em V_4 :

$$\frac{\partial CTD}{\partial V_4} = \frac{K \cdot I}{\mu V_{TD}} = 0,09824$$

Derivando em μV_{TD} :

$$\frac{\partial CTD}{\partial \mu V_{TD}} = -\frac{K \cdot V_4 \cdot I}{\mu V_{TD}^2} = -0,00763$$

Aplicando a Equação (2.4.6), o erro absoluto para 95% de confiança será :

$$E_a = \Delta N = 0,09824 \cdot 0,05 + 2,5 \cdot 0,01697 + 18,4 \cdot (0,00763)$$

$$E_a = \Delta N = 0,1877$$

Portanto o CTD será $\frac{0,2185 \cdot 28,5 \cdot 165}{367} = 2,800$ com erro de $\pm 0,1877$

O erro percentual relativo será:

$$E_r = \frac{\Delta N}{N} \cdot 100 = \frac{0,1877}{2,800} \cdot 100 = 6,7\% \quad (2.5.11)$$

Aplicando a Equação (2.4.8), o erro estatístico será:

$$E_{rsq} = \sqrt{(0,09824 * 0,05)^2 + (0,001697 * 2,5)^2 + (0,00763 * 18,4)^2}$$

$$E_{rsq} = 0,141$$

2.5.2.2 - ERRO NA DETERMINAÇÃO DO FLUXO DE CALOR

Como já visto na Equação 2.5.1 da Seção 2.5.1, a equação para cálculo do fluxo de calor a partir da medição de microvoltagem pelo transdutor é :

$$q = \frac{CTD \cdot C_{fn} \cdot \mu V_{TD}}{3414}$$

Fazendo $q = N$ e $1/3414 = K$, teremos:

$$N = K * CTD * C_{fn} * \mu V_{TD} \quad (2.5.12)$$

Usando os valores utilizados no cálculo anterior:

$$CTD = 2,800 \pm 0,1877$$

$$C_{fn} (T = 212 \text{ }^\circ\text{C}) = 0,805 \pm 0,010^1$$

$$\mu V_{TD} = 405 \pm 18,4 \text{ } \mu\text{V} \text{ (usando a leitura da unidade móvel para 95\% de confiança)}$$

Teremos um fluxo de calor igual a:

¹ Extraído de SWANSIGER (1993).

$$q = 0,2674 \text{ KW/pé}^2$$

Para o cálculo dos erros, as derivadas serão:

$$\frac{\partial q}{\partial C_{\text{fin}}} = K * C_{\text{fin}} * \mu V_{\text{TD}} = 0,09550$$

$\frac{\partial}{\partial C_{\text{fin}}}$

$$\frac{\partial q}{\partial \mu V_{\text{TD}}} = K * C_{\text{TD}} * \mu V_{\text{TD}} = 0,33220$$

$\frac{\partial}{\partial C_{\text{TD}}}$

$$\frac{\partial q}{\partial C_{\text{TD}}} = K * C_{\text{TD}} * C_{\text{fin}} = 0,00066$$

$\frac{\partial}{\partial \mu V_{\text{TD}}}$

O erro absoluto para 95% de confiança será:

$$E_a = \Delta N = 0,0334$$

Portanto para $N = Q = 0,2674 \text{ KW/pé}^2$, teremos um erro de $\pm 0,0334$. Aplicando as Equações 2.5.4 e 2.5.5, os erros relativo e estatístico serão:

$$E_r = \frac{\Delta N}{N} \cdot 100 = 12,5\% \quad E_{rsq} = 0,0219$$

Fluxograma a mostrado na Figura 2.5.7 o resumo da propagação total dos erros máximos.

Desta forma, considerando-se para 95 % de confiança, para leituras de microvoltagem em torno de 50 % da faixa, isto é, em torno de $397 \mu\text{V}$, poderemos ter erros máximos de até 12,5 %.

2.5.2.3 - CALIBRAÇÃO DEVIDO À IMPEDÂNCIA DOS EQUIPAMENTOS

Chamando q_i de fluxo de calor esperado gerado na área de $0,01562 \text{ pé}^2$ do prato de calibração, a partir da corrente (I) e Voltagem (V_4) aplicadas, comparou-se este fluxo de calor com o fluxo de calor a partir dos resultados da unidade móvel. Chamando de q_o de fluxo de calor calculado a partir dos valores de microvoltagem e temperatura lidos pela unidade móvel, e usando os fatores de calibração CTD e Cfin de um dos transdutores (Transdutor #5).

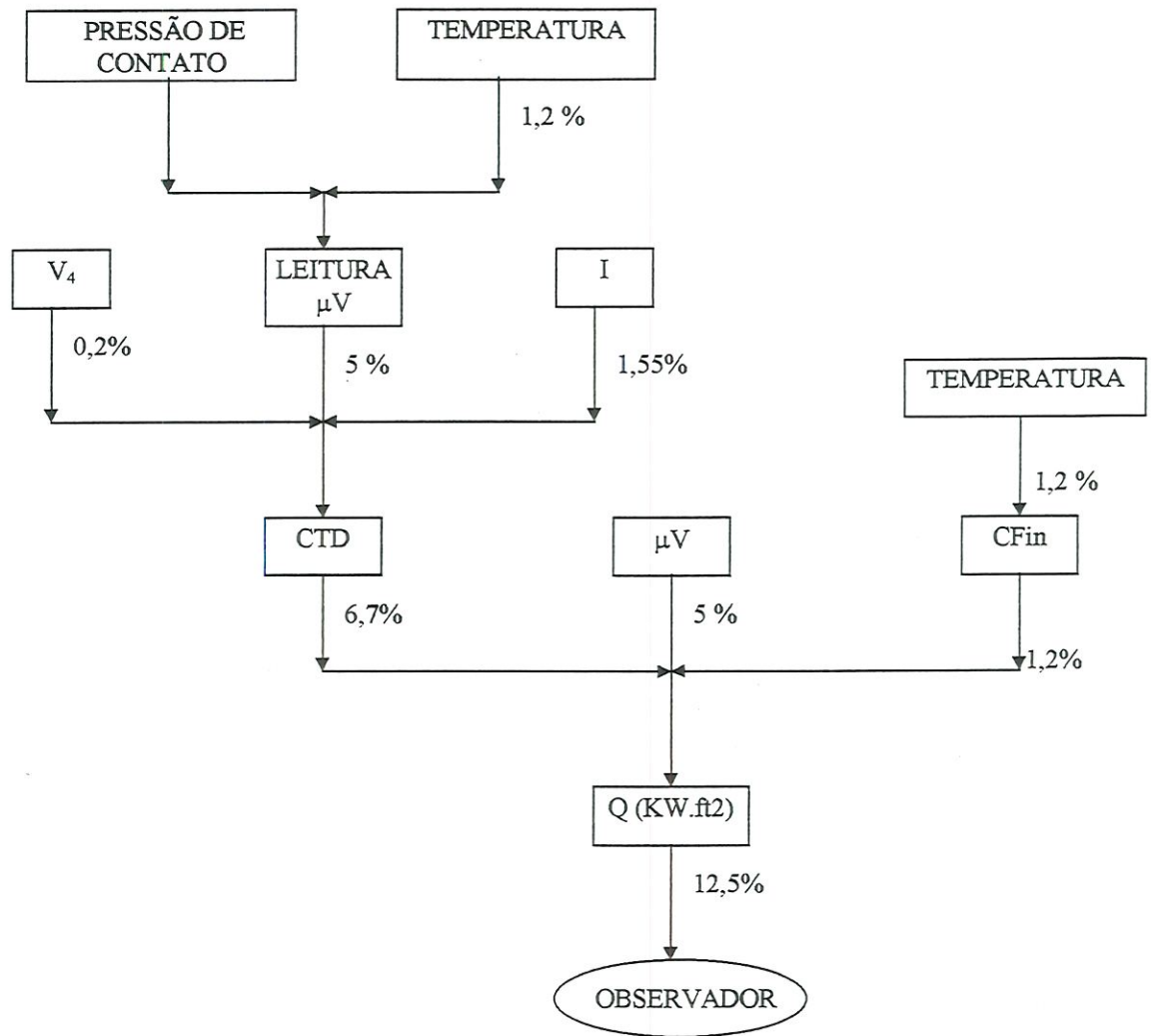


FIGURA 2.5.7 – Fluxograma esquemático dos erros para cálculo do fluxo de calor

A Tabela 2.5.1 mostra os valores esperados para o fluxo de calor a partir da calibração. A Tabela 2.5.2 mostra o fluxo de calor calculado a partir da unidade móvel. O Gráfico 2.5.2 mostra o gráfico $q_o \times q_i$. A equação para a calibração devido à impedância dos microvoltímetros utilizados expressa-se na forma de um polinômio de segundo grau do tipo $q_o = b + m \cdot q_i + n \cdot q_i^2$:

$$q_o = 0,0345 + 0,4016 \cdot q_i + 1,1823 \cdot q_i^2 \quad (2.5.16)$$

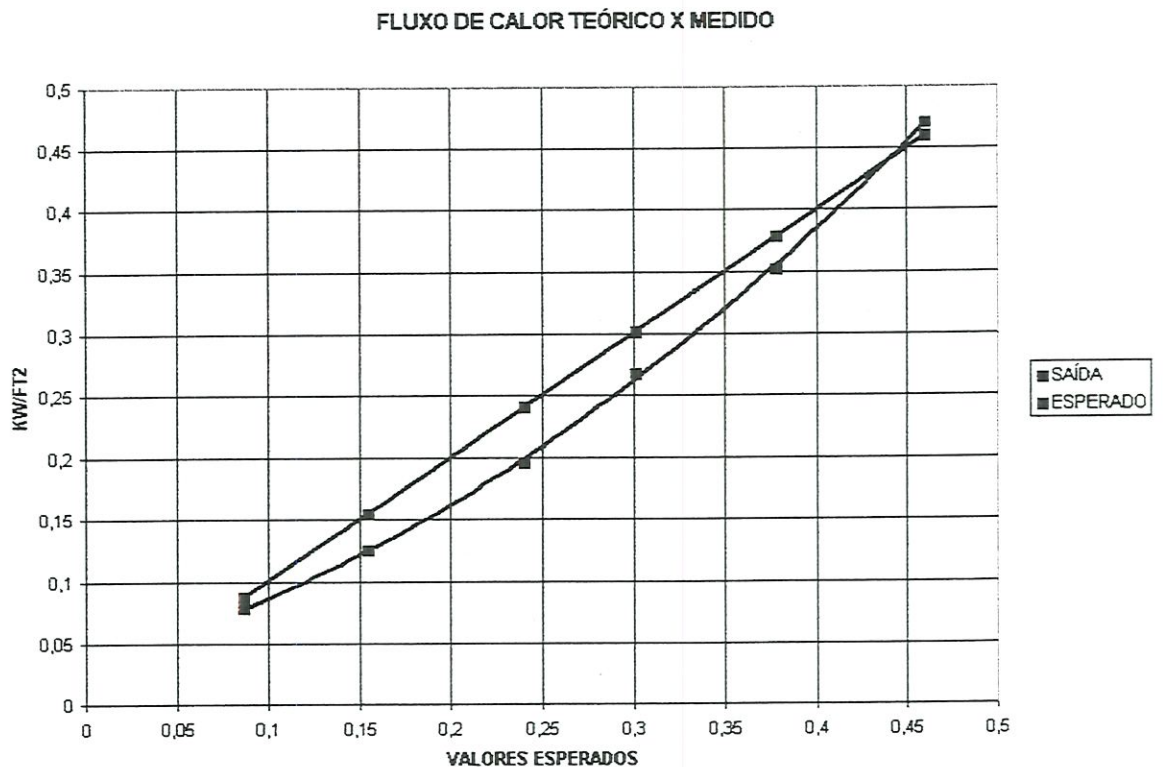
para um coeficiente de determinação da correlação R^2 igual a 0,9996.

Corrente(A)	V (Volts)	Potência (W)	W/0,01562ft ²	q _i (KW/ft ²)
0,09	15	1,35	86,427657	0,086428
0,12	20,1	2,412	154,41741	0,154417
0,15	25	3,75	240,07682	0,240077
0,165	28,5	4,7025	301,05634	0,301056
0,185	31,9	5,9015	377,8169	0,377817
0,2	35,9	7,18	459,66709	0,459667

TABELA 2.5.1 - Fluxo de calor esperado, teórico a partir da calibração.

μV	T (°C)	CTD	C _{fin}	q _o (Kw/ft ²)
86	81	4,84	0,64	0,07803
176	125	3,49	0,695	0,125043
297	173	3,01	0,75	0,196391
405	215	2,8	0,805	0,26739
518	256	2,71	0,855	0,351562
668	310	2,61	0,92	0,469831

TABELA 2.5.2 - Fluxo de calor calculado a partir da leitura na unidade móvel.

FIGURA 2.5.8 – q_i x q_o. Determinação da equação de calibração devido à impedância dos equipamentos usados nas medições.

2.6 – MEDIÇÕES DAS PERDAS TÉRMICAS

2.6.1 - BALANÇO TÉRMICO DAS CUBAS SODERBERG - POÇOS DE CALDAS

Cinco cubas foram escolhidas para as medições térmicas. As cubas 185, 345, 352, 353 e 354. A diferença básica entre os projetos de revestimento do cátodo destas duas cubas está no isolamento de fundo, e no revestimento das laterais do cátodo. A cuba 185 é considerada uma cuba de projeto regular com cavidade de 55 cm. A cuba 345 possui cavidade de 45 cm, sendo mais isolada no fundo e rampas que as outras cubas, e apresenta menor área de perda de calor lateral. As cubas 353 e 354 possuem cavidade de 50 cm e lateral de grafite, enquanto que as duas cubas anteriores possuem lateral de antracita. A cuba 352 possui cavidade de 50 cm, lateral de grafite, e não possui isolamento lateral. Espera-se um consumo de energia da cuba 345 inferior à todas as outras cubas devido ao fato daquela ser mais isolada no fundo e rampas do cátodo, e ter uma área de perda de calor lateral menor. Espera-se uma perda de calor maior nas cubas com grafite lateral e em especial na cuba 352 por não apresentar isolamento lateral.

O Apêndice I mostra os resumos dos balanços térmicos das cubas citadas. O resultado do balanço térmico é a distribuição das perdas de calor nas diversas regiões da uba eletrolítica. A Tabela 2.6.1 a seguir mostra como se balanceiam termicamente as perdas de calor nas cubas escolhidas para as medições térmicas. Os valores estão em KW. A primeira coluna da Tabela 2.6.1 mostra as posições em que se mediu as perdas térmicas:

- LATERAL: Superfície vertical e oblíqua de aço, inclui os reforços e travamentos de aço também referenciados pelos termos em inglês “gussets” e “stiffners”, que funcionam como aletas de perda de calor;
- CABECEIRA: Extremidades da cuba, inclui os reforços e travamentos de aço;
- “DECKPLATE”: Chapa horizontal de travamento da carcaça na posição superior externa;
- “DECKFACE”: Chapa vertical de travamento da carcaça na posição superior externa;
- FUNDO: Chapa de aço da carcaça no fundo da cuba, inclui as medidas nos berços de aço;
- “CASING” DO ÂNODO: Caixa de aço que serve de molde para a formação do ânodo. Inclui as cintas e os reforços estruturais de aço;
- TOPO DO ÂNODO: Refere-se ao barramento anódico que conduz corrente elétrica até os pinos da ânodo;

- “APRON” E “MANIFOLD”: O “manifold” é uma saia de ferro fundido que envolve na parte inferior o “casing” do ânodo. O “apron” que faz parte da estrutura do “casing” do ânodo serve de fixador do “manifold”;
- PINOS: Pinos de aço que conduzem a corrente elétrica para o ânodo;
- PASTA ANÓDICA: Superfície de pasta anódica.
- CROSTA: Superfície de alumina e banho eletrolítico sólido que envolve o ânodo e “veda” os líquidos da cavidade da cuba;
- BARRAS COLETORAS: Superfícies de aço. Incluem os flexíveis conectados.

A parte inferior da Tabela 2.6.1 calcula-se o a perda de calor conforme a Equação 2.3.1 e compara-se com o resultado medido experimentalmente, calculando o desvio percentual relativo (DELTA %). A Tabela 2.6.2 compara o balanço térmico obtido no presente trabalho com os valores obtidos para as medições anteriores também realizadas nas cubas da ALCOA em Poços de Caldas. O efeito da idade da cuba nos valores de perda térmica pôde ser observado quando se comparou a mesma Cuba 377 com 100 e 2500 dias de vida, causando um aumento de aproximadamente 30 KW (10 %). A Cuba 377 medida por FISHER (1984) e LOUREÇO (1989) possui como característica um revestimento catódico com cavidade de 59 cm e lateral isolada com uma camada de 1” de vermiculita. Este material se degrada durante os anos de operação da cuba, perdendo suas propriedades de isolamento térmico.

CUBA	185	345	352	353	354
DATA	Jul-95	Jun-95	Jul-96	Jul-95	Ago-96
LATERAL	116,2	98,7	207,5	166,5	195,3
CABECEIRA	19,2	24,2	18,0	20,0	18,0
DECK PLATE	8,0	6,1	10,1	13,1	11,2
DECK FACE	6,3	5,3	8,6	6,9	6,1
FUNDO	22,0	15,5	17,5	17,5	22,5
CASING DO ANODO	31,3	36,1	20,0	28,0	24,0
TOPO DO ANODO	-	5,6	-	-	-
APRON E MANIFOLD	78,3	48,4	58,8	35,5	48,6
PINOS	6,8	15,9	6,8	6,8	6,8
PASTA ANÓDICA	1,3	5,7	1,3	1,3	1,3
CROSTA	22,7	22,6	19,2	12,9	14,7
BARRAS COLETORAS	19,3	21,5	18,0	20,0	18,0
TOTAL	331,3	305,7	381,7	325,2	363,6
Q (TEÓRICO)	316,3	296,8	369,2	322,5	357,5
DELTA KW	15,0	9,9	12,5	2,7	6,1
DELTA %	4,7	3,3	3,4	0,8	1,7

TABELA 2.6.1 - Resumo dos balanços térmicos realizados durante experimentação

CUBA	PERDA DE CALOR EM KW/Sqft			PERCENTUAL SOBRE A PERDA DE CALOR TOTAL			
	185	377	377	CUBA	185	377	377
IDADE (dias)	300	100	2.500	IDADE (dias)	300	100	2.500
DATA	Jul-95	Jun-84	Out-89	DATA	Jul-95	Jun-84	Out-89
Medido por	Ciro Kato	Fisher	E. Lourenço	Medido por	Ciro Kato	Fisher	E. Lourenço
LATERAL	116,2	88,3	129,1	LATERAL	35,1	29,1	38,3
CABECEIRA	19,2	41,0	27,4	CABECEIRA	5,8	13,5	8,1
DECK PLATE	14,3	27,0	23,0	DECK PLATE	4,3	8,9	6,8
FUNDO	22,0	22,7	34,4	FUNDO	6,7	7,5	10,2
CASING DO ANODO	31,3	44,4	46,5	CASING DO ANODO	9,5	14,6	13,8
APRON E MANIFOLD	78,3	26,9	21,6	APRON E MANIFOLD	23,6	8,9	6,4
PINOS	6,8	12,7	9,0	PINOS	2,1	4,2	2,7
PASTA ANÓDICA	1,3	14,2	24,1	PASTA ANÓDICA	0,4	4,7	7,1
CROSTA	22,7	7,0	7,0	CROSTA	6,9	2,3	2,1
BARRAS COLETORAS	19,3	18,9	15,0	BARRAS COLETORAS	5,8	6,2	4,4
TOTAL	331,3	303,1	337,1				
Q (TEÓRICO)	316,3	305,0	332,8				
DELTA KW	15,0	(1,9)	4,3				
DELTA %	4,7	(0,6)	1,3				

TABELA 2.6.2 - Comparação dos resultados do presente experimento com resultados obtidos em medições na década de 80.

O maior desvio (Delta%) encontrado foi de 4,7 % para os resultados de perda de calor total, quando se compara com o valor teórico calculado segundo FISHER (1984) usando as Equações 2.3.1 e 2.3.2 da Seção 2.3. A Cuba 185 apresentou maior perda térmica na região de “Apron” e “Manifold” devido ao fato de apresentar diferente projeto, com maior área de perda térmica.

2.6.2 - COMPARAÇÃO DE DIFERENTES PROJETOS DE REVESTIMENTO DE CUBAS

A Figura 2.6.1 é um exemplo de resultado da medição de fluxo de calor na lateral de uma cuba. Cada medida leva em consideração três diferentes seções transversais da mesma cuba: “Cortes transversais” no lado da entrada de 1/3 da corrente elétrica, na linha de centro da cuba e no lado da entrada de 2/3 da corrente.

A Tabela 2.6.3 mostra o fluxo de calor medido q (KW/pé²) para diferentes tipos de revestimentos laterais de cubas.

A Figura 2.6.2 mostra o fluxo de calor perdido pela lateral das cubas em função do grau de isolamento do revestimento. Com o aumento do grau de isolamento do revestimento lateral das cubas, registrou-se uma diminuição do fluxo de calor perdido.

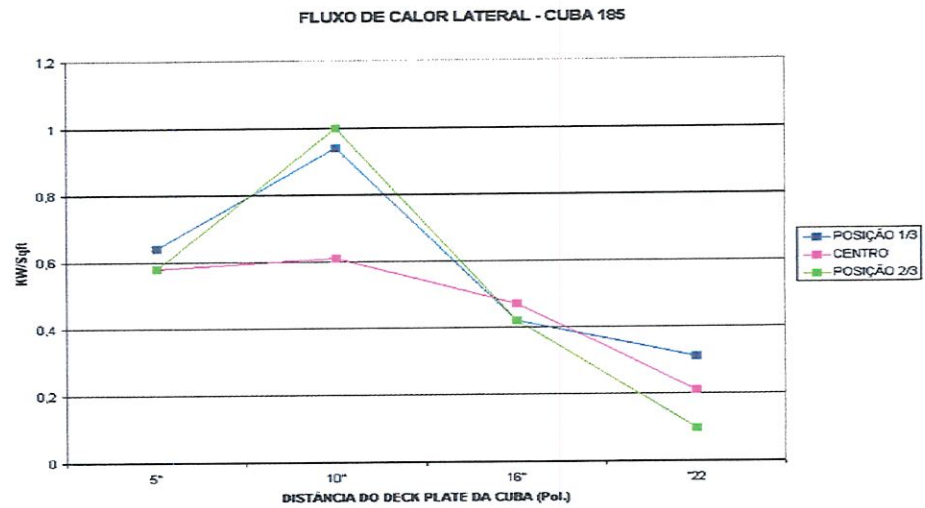


FIGURA 2.6.1 - Exemplo de distribuição de fluxo de calor medido na lateral de uma cuba

O equipamento de medição de calor foi capaz de diferenciar o fluxo de calor de cubas com graus de isolamento lateral diferentes, e de cubas de mesmo projeto e idades diferentes.

Cuba	Projeto lateral		Idade (dias)	μV	T(°C)	CTD	Cfin	q(KW/pe ²)
228	3"antracita	1	2	1220	399	2,5	1,03	0,92
128	5"antracita+lajota	2	14	920	322	2,6	0,94	0,659
362	5"antracita+lajota	3	25	640	292	2,7	0,9	0,456
207	5"antracita+lajota	4	31	600	252	2,75	0,85	0,411
328	5"antracita+isolante	5	53	430	137	3,25	0,7	0,286
162	5"antracita+isolante	6	59	430	187	2,85	0,77	0,276

TABELA 2.6.3 – Leituras de fluxo de calor pela lateral da cuba para diferentes graus de isolamento

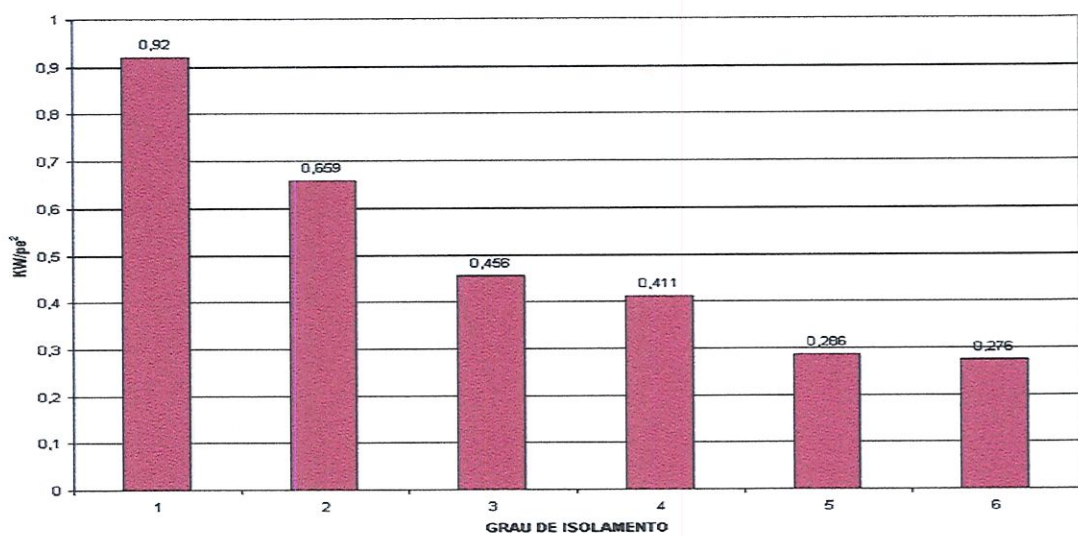


FIGURA 2.6.2 - Fluxo de calor pela lateral das cubas para diferentes níveis de isolamento

2.6.3 – COMPARAÇÃO COM RESULTADOS EXPERIMENTAIS DA LITERATURA

Vários autores realizaram medições de fluxo de calor em cubas eletrolíticas com o objetivo de calibrar modelos matemáticos ou de melhor balancear termicamente as cubas. Como as partes básicas das cubas são bem definidas, comparou-se as medidas experimentais desta tese com medidas de perda de calor de outros autores. A Tabela 2.6.4 mostra as medidas de perda de calor, realizadas com equipamentos de medição de fluxo de calor, realizadas com equipamentos de medição de fluxo de calor ou com termopares de contato.

	Soderberg Pocos - Br KATO (1995) %	Soderberg Mosjoen - No LUFFY (1974) %	Soderberg Lista - No LUFFY (1974) %	Soderberg Lista - No LUFFY (1986) %	Soderberg Showa - Japao OHTA (1984) %	Pre-baked Swiss HATTING (1985) %	Pre-baked Reynolds MCMINN (1987)
Laterais	35	12.1	15.3	20.3	26.8	18,7	16,7
Cabeceiras	5,8	12,2	13,1	12,8		5,6	5,4
Deck Plate	2,4	14,3	15,6	11,0			3,1
Deck Face	1,9	—	—				
Fundo	6,7	19,9	19,4	17,5	13,4	9,2	13,3
"casing" do ânodo	9,5	18,8	20,0	14,3	21,2	55,2	
"Manifold"	24	—	—	4,4			
Pinos		—	—	2,6			2,1
Pasta ou topo do ânodo		—	—	4,2	14,8		13,7
Crosta	6,9	22,6	16,6	8,3	14,9		
Barras coletoras	5,8	—	—	4,8	8,9	11,3	4,7
Gases de exaustão							41,0
Q total (KW)	331	295	313	355	345	337	310,5
Q teórico (KW)	313	296,6	311,3	309			
VARIAÇÃO (%)	4,7	0,53	-0,19	15			

TABELA 2.6.4 – Comparação de balanço térmico realizado em Poços de Caldas com resultados da literatura.

Pode-se observar que os balanços térmicos realizados em cubas de tecnologia “Pre-baked” são bastante distintos dos realizados em cubas de tecnologia “Soderberg”, principalmente nos valores de perdas de calor para as laterais e para o ânodo. Como as cubas “Pre-baked” possuem um ânodo de menor altura, as perdas de calor através do mesmo são mais intensas. Adicionalmente, como o ânodo “Pre-baked” é fechado, as perdas de calor são mais intensas também pelo sistema de exaustão da cuba. Conseqüentemente, as perdas de calor laterais são menores quando comparadas com as cubas “Soderberg”.

2.7 - DISCUSSÃO DOS RESULTADOS

O estudo dos equipamentos de medição de fluxo de calor foi importante para esclarecer dúvidas relativas à sua capacidade para executar medições confiáveis. Não se encontrou na literatura outra técnica de medição diferente dos princípios apresentados neste estudo para que se pudesse checar a acuracidade do sistema de medição apresentado neste trabalho. Desta forma, com a medição nas laterais de cubas com diferentes graus de isolamento e com o balanço térmico completo nas cubas, pôde-se verificar de forma relativa à capacidade do sistema.

A calibração dos transdutores em dois equipamentos de calibração diferentes (Poços e ALCOA USA), permitiu a avaliação do equipamento existente em Poços de Caldas. O equipamento de calibração de transdutores usado em Poços de Caldas apresentou resultados de calibração com características similares aos obtidos durante a calibração no Laboratório ALCOA USA (ambos os casos se ajustaram em curvas de grau 2). Porém, observou-se resultados significativamente diferentes nos pontos de temperaturas mais baixas, e a necessidade de mais pontos para temperaturas acima de 250 °C no caso do equipamento de calibração de Poços de Caldas.

Estudou-se os erros possíveis, e identificou-se as medidas que mais impactaram nos resultados. O erro máximo propagado possível nas leituras de fluxo de calor ficou por volta de 12,5 %. Embora elevado, este patamar é razoável tendo em vista o estágio de desenvolvimento do sistema de medição de fluxo de calor.

Obteve-se resultados de balanços térmicos nas cubas com erros experimentais abaixo de 5% conforme mostra a Tabela 2.6.1. De acordo com BRUGGEMAN e PAINTER^{*}, erros de até 5 % são aceitáveis em medições de balanços térmicos em cubas eletrolíticas.

A calibração do instrumento de medição conforme os conceitos descritos por DOEBELIN (1976) foi adequada para a determinação da capacidade do sistema de medição. A existência de entradas interferentes como a movimentação do ar no instante das leituras pode ser considerada a principal causa do alto valor do máximo erro teórico calculado de 12,5 %, já que a maior parte do erro total se encontra nas medições do sinal de microvoltagem.

^{*} BRUGGEMAN e PAINTER . Pesquisadores ALCOA Technical Center - USA

Os balanços térmicos foram comparados com outros realizados nas cubas de Poços de Caldas por outros pesquisadores (Tabela 2.6.2). Percentuais de erro bastante próximos foram observados em comparação com os trabalhos realizados por FISHER (1984) e por LOURENÇO (1989) nas cubas “Soderberg” ALCOA tipo S100¹. Nos balanços térmicos realizados em Poços, observou-se sempre erros positivos comparados aos resultados teóricos esperados de perda térmica total (ver Tabela 2.6.1). Este fato pode ser explicado pelo fato das curvas de calibração obtidas em Poços (Figura 2.4.10) estarem num patamar ligeiramente acima das curvas encontradas na calibração com o equipamento do laboratório da ALCOA USA (Figura 2.4.11). As diferenças observadas, principalmente para temperaturas abaixo de 100 °C podem ser atribuídas às entradas interferentes durante a calibração dos transdutores. O ambiente onde os pratos de calibração estavam localizados eram diferentes. No laboratório ALCOA USA, o prato se encontrava enclausurado, enquanto que em Poços, o prato estava sem enclausuramento. Isto explica maiores perdas térmicas durante a calibração em Poços.

Os resultados dos balanços térmicos nas cubas 185, 345, 352, 353 e 354 mostraram que o equipamento de calibração foi capaz de diferenciar e caracterizar diferentes projetos e condições operacionais das cubas. Perdas térmicas menores eram esperadas na cuba 345 quando comparadas com perdas da cuba regular 185, principalmente no fundo e na lateral. A cuba 345 tinha mais isolamento no fundo e menor área superficial lateral. Foram medidas menores perdas na lateral e no fundo da cuba 345. Maiores perdas térmicas laterais eram esperadas e foram medidas nas cubas 353 e 354, já que as mesmas operavam com blocos laterais de maior condutividade térmica (grafite) e maiores valores de voltagem durante a operação. As maiores perdas de calor esperadas e confirmadas pelas medidas ocorreram na cuba 352, a qual não possuía isolamento térmico nas laterais quando comparada aos resultados das cubas 353 e 354.

2.8 - CONCLUSÕES E RECOMENDAÇÕES

O equipamento de medição de fluxo de calor foi capaz de diferenciar variações nos projetos de revestimento lateral das cubas. Devido ao fato de não existir outra forma de medição de fluxo de calor, a verificação de acuracidade fica limitada à procedimentos tais como os descritos neste trabalho.

¹ S 100. Tipo de projeto ALCOA das cubas de Poços de Caldas

Erros devido às impedâncias de diferentes equipamentos usados nas leituras puderam ser corrigidos, com calibração independente dos mesmos.

O erro máximo propagado calculado para o fluxo de calor foi de 12,5%, e deve ser trabalhado no sentido de ser reduzido, a partir de um trabalho mais detalhado sobre cada um dos itens geradores do erro total. Deve-se tentar reduzir o efeito das entradas interferentes e modificantes que atuam sobre cada uma das variáveis.

A medição completa de fluxo de calor das cubas permitiu que a acuracidade do sistema fosse checada, obtendo-se bastante sucesso nos resultados globais de fluxo de calor, com erros inferiores a 5% nas cubas. Desta forma, o sistema de medição de fluxo de calor foi considerado capaz de atender as necessidades propostas.

Conclui-se desta forma que o sistema de medição é capaz de auxiliar em trabalhos de otimização de projetos das cubas eletrolíticas para fins de redução do consumo de energia, já que este é um dos principais insumos na produção do alumínio.

Conclui-se também que as presentes medições são de boa confiabilidade. Os valores de fluxo de calor e temperaturas podem ser utilizados na validação de modelos teóricos de fluxo de calor em cubas eletrolíticas de tecnologia “Soderberg”.

CAPÍTULO 3

DESENVOLVIMENTO DE MODELO TÉRMICO PARA CUBA ELETROLÍTICA PARA A PRODUÇÃO DE ALUMÍNIO SOLUÇÃO PARA O PROBLEMA DO CATODO

3.1 - METODOLOGIA

A solução matemática para o cátodo foi encontrada através de formulação e uso de aproximações por diferenças finitas. A equação da conservação de energia foi discretizada pelo método do volume de controle para, por fim, se encontrar a equação final com aproximações por diferenças finitas (ADF). O problema estudado foi modelado em formulação bidimensional, usando um sistema generalizado de coordenadas. Outras considerações para o desenvolvimento foram feitas :

- Regime Permanente;
- Geração interna de calor nula;
- Efeito de juntas nulo entre materiais diferentes.

A predição de fenômenos de transporte de energia que ocorrem no cátodo foi feita utilizando métodos de investigação experimental e de cálculo teórico. Como investigações experimentais podemos citar a obtenção das medidas de temperatura e de fluxo de calor em diversos pontos do cátodo na escala real. O Capítulo 2 desta tese, mostrou que os métodos de medição são capazes de produzir resultados confiáveis para serem utilizados na calibração de modelos teóricos. A modelagem teórica constituiu a segunda parte desta tese, produzindo uma equação diferencial com solução numérica.

O modelo desenvolvido pode permitir a obtenção de respostas para várias questões a respeito de variações operacionais da cuba eletrolítica , e alterações no projeto dos materiais

isolantes tais como a substituição dos isolantes a base de vermiculita por materiais a base de silicato de cálcio, aumento de espessura de isolamento no fundo, rampas e lateral, etc.

Obteve-se a solução numérica para um problema de condução de calor em regiões arbitrarias bidimensionais simplesmente conexas sem geração interna de calor, utilizando sistema de coordenadas curvilíneo generalizado não ortogonal.

O domínio de interesse foi a região de corte transversal do cátodo da cuba. Devido à simetria, foi estudada somente metade da secção transversal. Na Figura 1.3.4 da Seção 1.3 pode-se identificar o cátodo como sendo a parte inferior da cuba. Devido à geometria irregular do domínio de interesse, optou-se pelo uso de um sistema generalizado de coordenadas. A região é heterogênea devido à presença de materiais isolantes, refratários e carbonáceos, sustentados por uma carcaça de aço carbono. A carcaça da cuba se apoia sobre berços de aço, caracterizando uma condição de contorno convectiva / condutiva combinada: parte da carcaça em contato com os berços e parte trocando calor com o ar.

A Figura 3.1.1 mostra o esquema do modelo básico usado para a solução para o problema do cátodo.

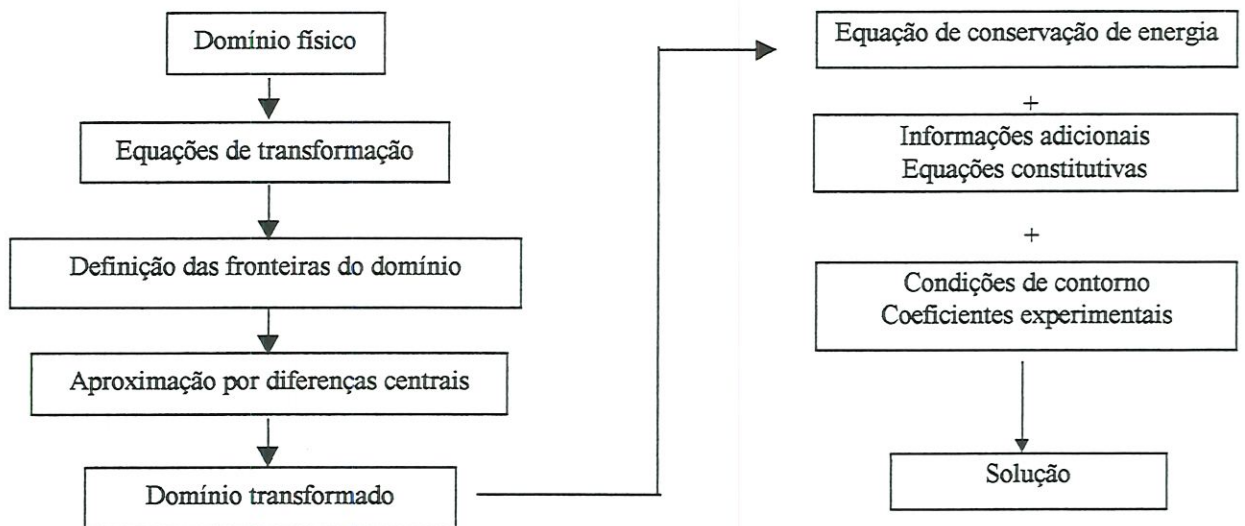


FIGURA 3.1.1 - Modelo básico para a solução do problema do cátodo

Definiu-se a posição de cada ponto das linhas de contorno das quatro fronteiras do domínio real. A partir do domínio físico com fronteiras irregulares algumas etapas de trabalho foram necessárias para se gerar uma malha transformada a qual foi utilizada para a solução do problema do cátodo.

Equações de transformação de coordenadas foram necessárias para se correlacionar cada elemento do plano físico de formato irregular com um elemento retangular no plano transformado.

As equações de transformação de coordenadas desenvolvidas foram:

$$\xi = \xi(x, y) \quad (3.1.1)$$

$$\eta = \eta(x, y)$$

Onde x e y são as coordenadas do domínio físico e ξ e η são as coordenadas do domínio transformado. Procurou-se a solução de um sistema de equações diferenciais parciais elípticas no domínio físico dado por :

$$\frac{\partial \xi^2}{\partial x^2} + \frac{\partial \xi^2}{\partial y^2} = P(\xi, \eta) \quad (3.1.2)$$

$$\frac{\partial \eta^2}{\partial x^2} + \frac{\partial \eta^2}{\partial y^2} = Q(\xi, \eta)$$

Onde P e Q são funções para controle de espaçamento de malha.

As equações de transformação de coordenadas foram aproximadas por diferenças finitas, e soluções foram geradas para então se chegar ao domínio transformado.

As equações de transformação de coordenadas expressas no plano transformado, resultaram :

$$\alpha \frac{\partial}{\partial \xi} \left(\frac{\partial \phi}{\partial \xi} \right) - 2\beta \frac{\partial}{\partial \xi} \left(\frac{\partial \phi}{\partial \eta} \right) + \gamma \frac{\partial}{\partial \eta} \left(\frac{\partial \phi}{\partial \eta} \right) + \frac{1}{J^2} \left(P \frac{\partial \phi}{\partial \xi} + Q \frac{\partial \phi}{\partial \eta} \right) = 0 \quad (3.1.3)$$

onde ϕ representa as coordenadas x ou y do plano físico.

Os parâmetros α , β , γ , J são definidas abaixo.

$$\alpha = \left(\frac{\partial x}{\partial \eta} \right)^2 + \left(\frac{\partial y}{\partial \eta} \right)^2 \quad (3.1.4)$$

$$\beta = \frac{\partial x}{\partial \xi} \frac{\partial x}{\partial \eta} + \frac{\partial y}{\partial \xi} \frac{\partial y}{\partial \eta} \quad (3.1.5)$$

$$\gamma = \left(\frac{\partial x}{\partial \xi} \right)^2 + \left(\frac{\partial y}{\partial \xi} \right)^2 \quad (3.1.6)$$

$$J = \frac{\partial \xi}{\partial x} \frac{\partial \eta}{\partial y} - \frac{\partial \xi}{\partial y} \frac{\partial \eta}{\partial x} \quad (3.1.7)$$

J é denominado Jacobiano da transformação de coordenadas, enquanto α , β , e γ são combinações de métricas da transformação.

A solução para o problema do cátodo foi obtida a partir da equação da conservação de energia no sistema cartesiano de coordenadas (domínio físico):

$$\frac{\partial}{\partial t} (\rho T) = \frac{\partial}{\partial x} \left(\frac{k}{C_p} \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\frac{k}{C_p} \frac{\partial T}{\partial y} \right) \quad (3.1.8)$$

Obteve-se a equação de conservação de energia no plano transformado:

$$\frac{\partial(\rho T)}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial \xi} \left(\frac{k}{C_p} J \alpha \cdot \frac{\partial T}{\partial \xi} - \frac{k}{C_p} J \beta \cdot \frac{\partial T}{\partial \eta} \right) + \frac{\partial}{\partial \eta} \left(\frac{k}{C_p} J \gamma \cdot \frac{\partial T}{\partial \eta} - \frac{k}{C_p} J \beta \cdot \frac{\partial T}{\partial \xi} \right) \quad (3.1.9)$$

3.2 - TRANSFORMAÇÃO DO DOMÍNIO DO SISTEMA CARTESIANO PARA O SISTEMA GENERALIZADO DE COORDENADAS

3.2.1 – EQUAÇÃO DE GERAÇÃO DE MALHAS NO PLANO TRANSFORMADO

A geometria irregular do cátodo sugere o uso de um sistema não ortogonal generalizado de coordenadas.

Como condição de contorno na superfície do cátodo, tem-se portanto duas situações de temperatura prescrita: O alumínio líquido em contato com o cátodo (Posição 01 da Figura 3.2.1) e o alumínio líquido e banho em contato com o banho solidificado (Posição 02). A Figura 3.2.1 também mostra o domínio trabalhado. O domínio é metade da seção transversal do cátodo.

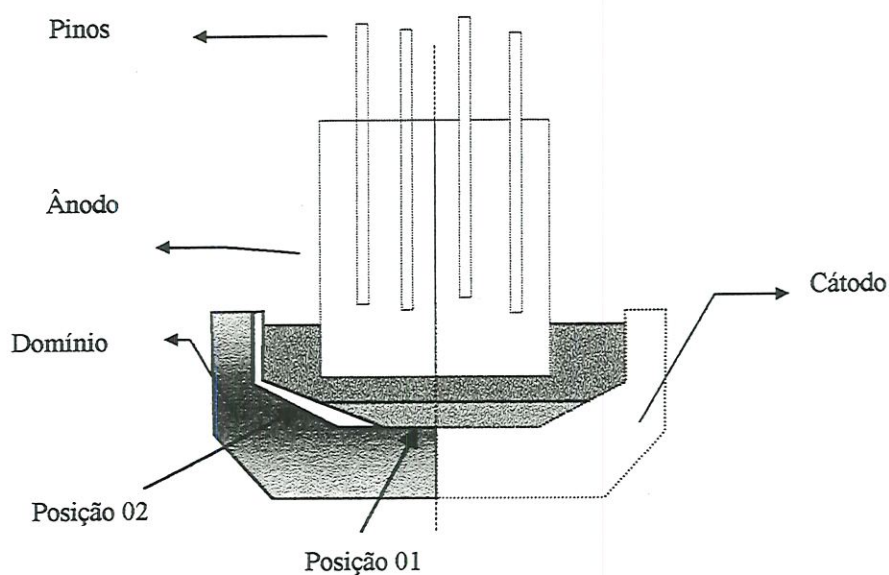


FIGURA 3.2 1- Domínio trabalhado para o problema do cátodo

O uso de um sistema cartesiano levaria à necessidade de interpolações para a aplicação das condições de contorno. Estaríamos gerando com isso fontes de imprecisão.

Pretende-se transformar o domínio físico bidimensional arbitrário definido no sistema cartesiano mapeando o mesmo sobre um retângulo definido no sistema generalizado (ξ, η) . A Figura 3.2.2 mostra os domínios físico e transformado.

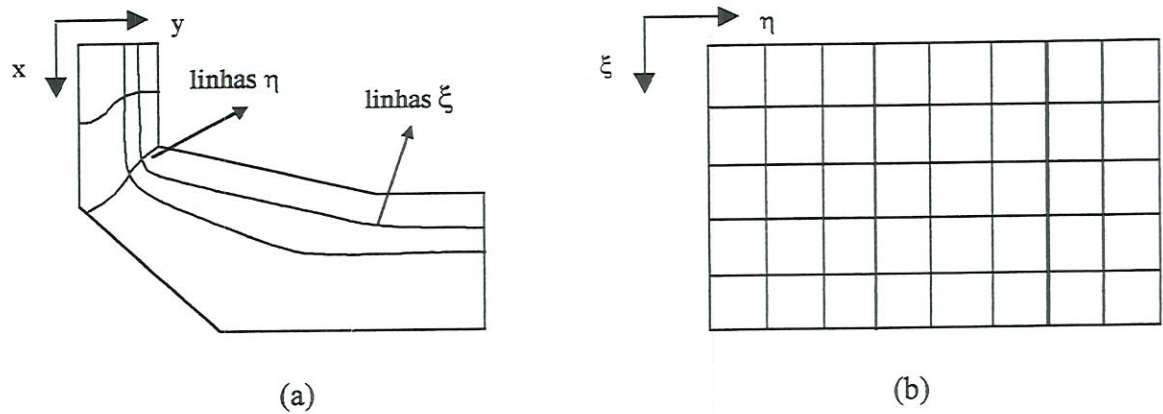


FIGURA 3.2.2 - Esquemática da transformação do domínio de fronteiras arbitrárias no plano físico para o plano transformado

Define-se as coordenadas ξ e η do plano transformado como:

$$\xi = \xi(x, y) \quad (3.2.1)$$

$$\eta = \eta(x, y) \quad (3.2.2)$$

A matriz Jacobiano para a transformação é dada por:

$$[J] = \begin{bmatrix} \frac{\partial \xi}{\partial x} & \frac{\partial \xi}{\partial y} \\ \frac{\partial \eta}{\partial x} & \frac{\partial \eta}{\partial y} \end{bmatrix} \quad (3.2.3)$$

O Jacobiano da transformação resulta:

$$J = \det[J] = \frac{\partial \xi}{\partial x} \cdot \frac{\partial \eta}{\partial y} - \frac{\partial \xi}{\partial y} \cdot \frac{\partial \eta}{\partial x} \quad (3.2.4)$$

Aplicando o teorema fundamental da função inversa, como mostrado por TAYLOR & MANN (1972), obtém-se as relações:

$$\frac{\partial \xi}{\partial x} = \frac{\partial y}{\partial \eta} J \quad (3.2.5)$$

$$\frac{\partial \xi}{\partial y} = -\frac{\partial x}{\partial \eta} J \quad (3.5.6)$$

$$\frac{\partial \eta}{\partial x} = -\frac{\partial y}{\partial \xi} J \quad (3.2.7)$$

$$\frac{\partial \eta}{\partial y} = \frac{\partial x}{\partial \xi} J \quad (3.2.8)$$

As derivadas parciais são transformadas através da regra da cadeia como segue:

$$\frac{\partial f}{\partial x} = \frac{\partial f}{\partial \xi} \frac{\partial \xi}{\partial x} + \frac{\partial f}{\partial \eta} \frac{\partial \eta}{\partial x} \quad (3.2.9)$$

$$\frac{\partial f}{\partial y} = \frac{\partial f}{\partial \xi} \frac{\partial \xi}{\partial y} + \frac{\partial f}{\partial \eta} \frac{\partial \eta}{\partial y} \quad (3.2.10)$$

Deseja-se determinar as funções ξ e η dadas por (3.2.1) e (3.2.2). O método automático de geração deve fazer com que o sistema natural de coordenadas (ξ, η) seja a solução de um sistema de equações diferenciais parciais elípticos no domínio físico. O sistema elíptico linear de acordo com a transformação já definida é dado por:

$$\frac{\partial^2 \xi}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 \xi}{\partial y^2} = P(\xi, \eta) \quad (3.2.11)$$

$$\frac{\partial^2 \eta}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 \eta}{\partial y^2} = Q(\xi, \eta) \quad (3.2.12)$$

O sistema gerado no plano físico é representado pelas Equações (3.2.11) e (3.2.12), com as seguintes condições de contorno de Dirichlet (Ver Figura 3.2.3):

$$\xi = \xi_1 = \text{constante em } \sigma_1,$$

$$\xi = \xi_n = \text{constante em } \sigma_2,$$

$$\eta = \eta_1 = \text{constante em } \sigma_3, \text{ e} \quad (3.2.13)$$

$$\eta = \eta_m = \text{constante em } \sigma_4.$$

Onde $\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3,$ e σ_4 são os contornos do domínio físico.

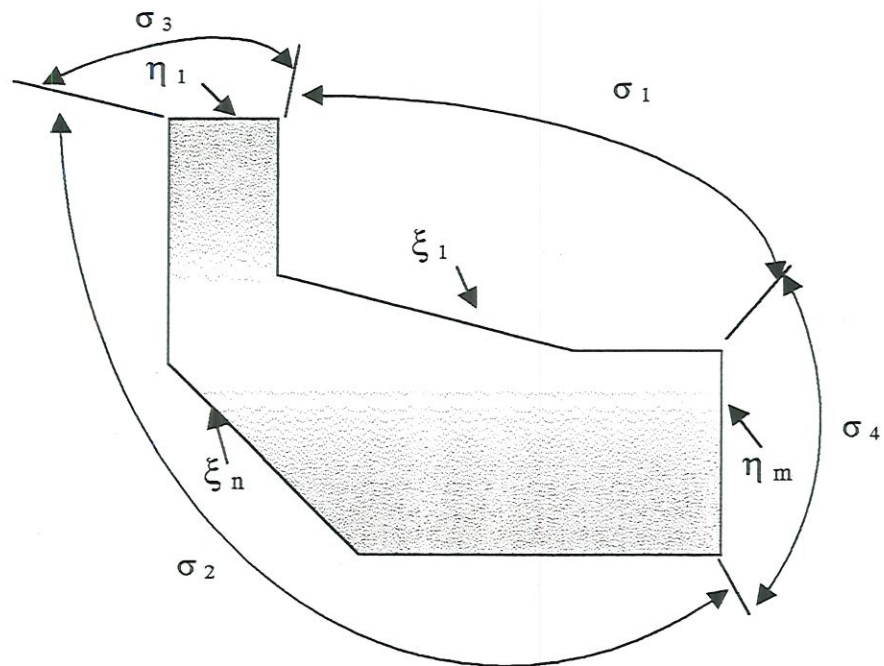


FIGURA 3.2.3 - Plano físico x, y mostrando posições dos contornos $\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3,$ e σ_4

A Figura 3.2.4 mostra as coordenadas reais do plano físico para uma malha 10×20 , relativas a cada zona de contorno. A Figura ilustra as linhas ξ e η de fronteira e algumas linhas de ξ e η constantes.

A Figura 3.2.5 mostra o domínio transformado correspondente ao domínio físico mostrado na Figura 3.2.4.

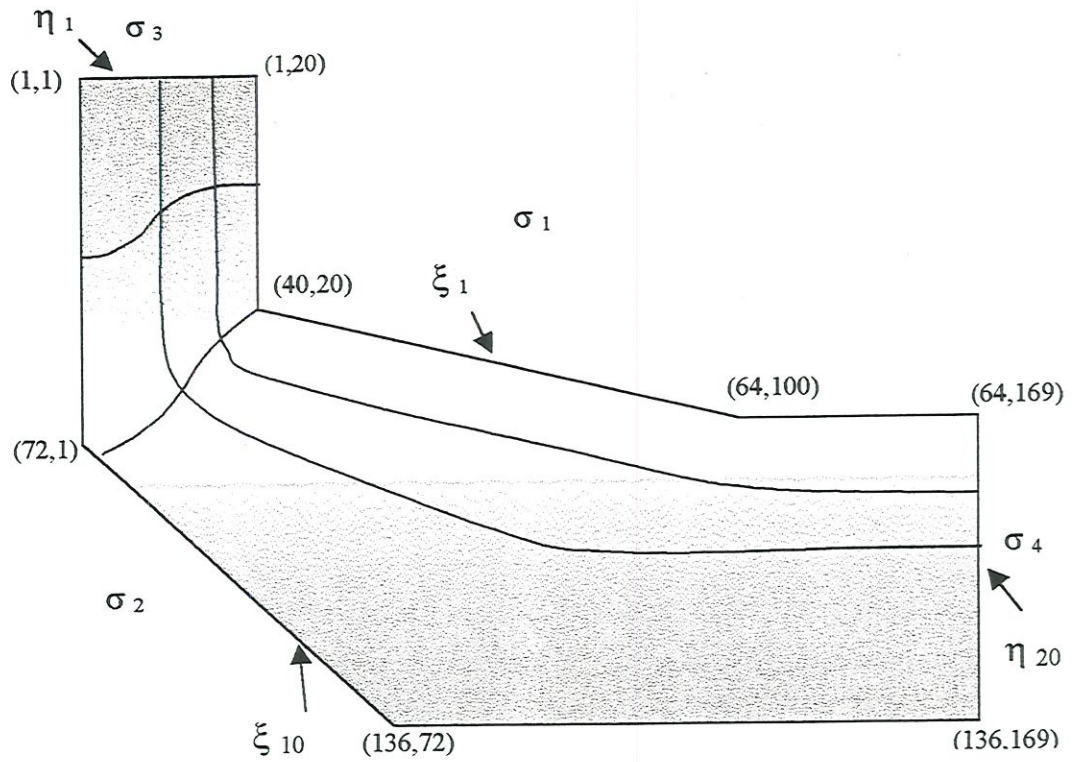


FIGURA 3.2.4 – Coordenadas no plano físico mostrando linhas de η e ξ constantes.

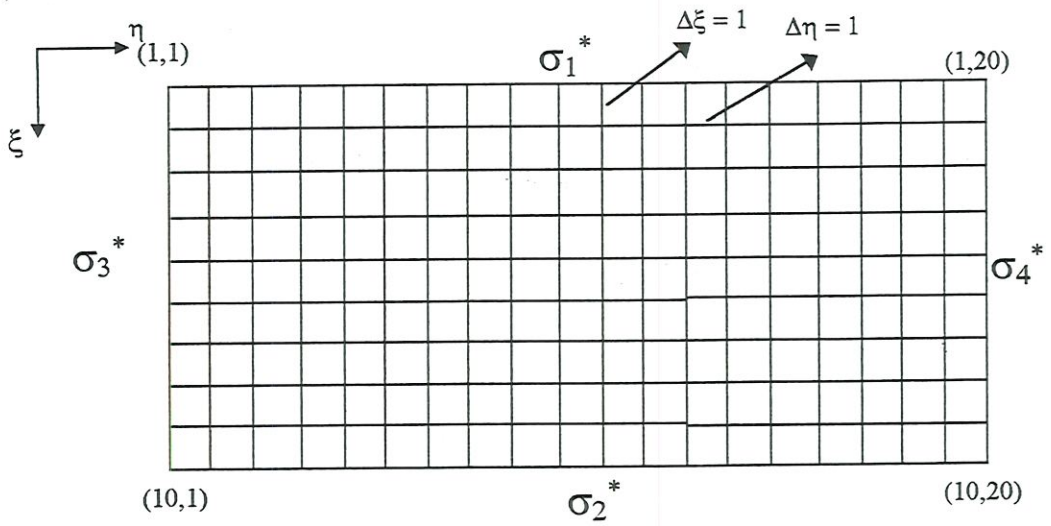


FIGURA 3.2.5 - Plano transformado (ξ^*, η^*)

Onde σ_1^* , σ_2^* , σ_3^* , e σ_4^* são os contornos do domínio transformado.

O plano transformado mostrado na Figura 3.2.5 é ortogonal, tendo espaçamentos entre linhas constantes, sendo $\Delta\xi = \Delta\eta = 1$.

Os passos da transformação das Equações (3.2.11) e (3.2.12) de geração de malhas do plano físico para o transformado, são dados no Apêndice II.

O sistema elíptico quasi-linear resultante dessa transformação é dado por:

$$\alpha \cdot \frac{\partial}{\partial \xi} \left(\frac{\partial x}{\partial \xi} \right) - 2\beta \cdot \frac{\partial}{\partial \xi} \left(\frac{\partial x}{\partial \eta} \right) + \gamma \frac{\partial}{\partial \eta} \left(\frac{\partial x}{\partial \eta} \right) + \frac{1}{J^2} \cdot \left(P \cdot \frac{\partial x}{\partial \xi} + Q \cdot \frac{\partial x}{\partial \eta} \right) = 0 \quad (3.2.15)$$

$$\alpha \cdot \frac{\partial}{\partial \xi} \left(\frac{\partial y}{\partial \xi} \right) - 2\beta \cdot \frac{\partial}{\partial \xi} \left(\frac{\partial y}{\partial \eta} \right) + \gamma \frac{\partial}{\partial \eta} \left(\frac{\partial y}{\partial \eta} \right) + \frac{1}{J^2} \cdot \left(P \cdot \frac{\partial y}{\partial \xi} + Q \cdot \frac{\partial y}{\partial \eta} \right) = 0 \quad (3.2.16)$$

Com as condições de contorno de Dirichlet:

$$\begin{aligned} x &= f_1(\xi_1, \eta) \text{ em } \sigma_1^* & x &= h_1(\xi, \eta_1) \text{ em } \sigma_3^* \\ y &= f_2(\xi_1, \eta) \text{ em } \sigma_1^* & y &= h_2(\xi, \eta_1) \text{ em } \sigma_3^* \\ x &= g_1(\xi_{10}, \eta) \text{ em } \sigma_2^* & x &= i_1(\xi, \eta_{20}) \text{ em } \sigma_4^* \\ y &= g_2(\xi_{10}, \eta) \text{ em } \sigma_2^* & y &= i_2(\xi, \eta_{20}) \text{ em } \sigma_4^* \end{aligned} \quad (3.2.17)$$

Os coeficientes de acoplamento entre as equações acima são:

$$\alpha = \left(\frac{\partial x}{\partial \eta} \right)^2 + \left(\frac{\partial y}{\partial \eta} \right)^2 \quad (3.2.18)$$

$$\beta = \frac{\partial x}{\partial \xi} \cdot \frac{\partial x}{\partial \eta} + \frac{\partial y}{\partial \xi} \cdot \frac{\partial y}{\partial \eta} \quad (3.2.19)$$

$$\gamma = \left(\frac{\partial x}{\partial \xi} \right)^2 + \left(\frac{\partial y}{\partial \xi} \right)^2 \quad (3.2.20)$$

$$J = \frac{\partial \xi}{\partial x} \cdot \frac{\partial \eta}{\partial y} - \frac{\partial \xi}{\partial y} \cdot \frac{\partial \eta}{\partial x} \quad (3.2.21)$$

As funções $f_1, f_2, g_1, g_2, h_1, h_2, i_1$ e i_2 são determinadas pela forma do domínio físico e pela distribuição escolhida das linhas ξ e η como desejado ao longo das fronteiras.

3.2.2 – DISCRETIZAÇÃO DAS EQUAÇÕES EM DIFERENÇAS FINITAS

As equações em diferenças finitas foram obtidas para uma variável genérica ϕ , a qual representa as coordenadas x e y . Assim, rescreve-se as Equações (3.2.15) e (3.2.16) em forma unificada, como:

$$\alpha \cdot \frac{\partial}{\partial \xi} \left(\frac{\partial \phi}{\partial \xi} \right) - 2\beta \cdot \frac{\partial}{\partial \xi} \left(\frac{\partial \phi}{\partial \eta} \right) + \gamma \frac{\partial}{\partial \eta} \left(\frac{\partial \phi}{\partial \eta} \right) + \frac{1}{J^2} \left(P \cdot \frac{\partial \phi}{\partial \xi} + Q \frac{\partial \phi}{\partial \eta} \right) = 0 \quad (3.2.22)$$

A Figura 3.2.6 mostra a malha de discretização no domínio transformado. Se a região física arbitrária for simplesmente conexa, as informações geométricas que constituem as condições de contorno para as equações de geração estão contidas nos quatro lados do domínio transformado. Na figura, os pontos assinalados são os pontos onde os valores de x e y são determinados.

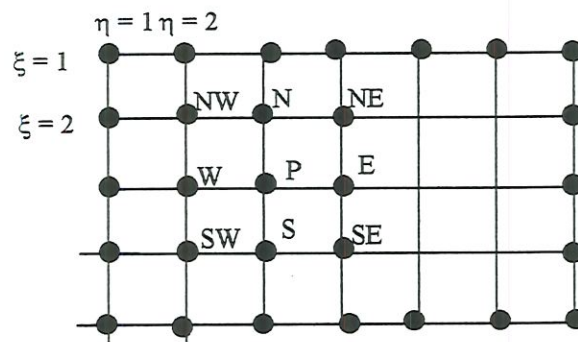


FIGURA 3.2.6 – Exemplo de grade de discretização no domínio transformado.

As aproximações feitas em diferenças centrais aplicadas no ponto P resultam:

$$\frac{\partial}{\partial \xi} \left(\frac{\partial \phi}{\partial \xi} \right) \approx \frac{\phi_E + \phi_W - 2\phi_P}{\Delta \xi^2} \quad (3.2.23)$$

$$\frac{\partial}{\partial \eta} \left(\frac{\partial \phi}{\partial \eta} \right) \approx \frac{\phi_N + \phi_S - 2\phi_P}{\Delta \eta^2} \quad (3.2.24)$$

$$\frac{\partial}{\partial \xi} \left(\frac{\partial \phi}{\partial \eta} \right) \approx \frac{0,25(\phi_{NE} + \phi_{SW} - \phi_{SE} - \phi_{NW})}{\Delta \xi \Delta \eta} \quad (3.2.25)$$

$$\frac{\partial \phi}{\partial \xi} \approx \frac{\phi_E - \phi_W}{2\Delta \xi} \quad (3.2.26)$$

$$\frac{\partial \phi}{\partial \eta} \approx \frac{\phi_N - \phi_S}{2\Delta \eta} \quad (3.2.27)$$

Inserindo as Equações (3.2.23) a (3.2.27) na Equação (3.2.22), obtém-se:

$$A_P \phi_P = A_e \phi_E + A_w \phi_W + A_n \phi_N + A_s \phi_S + A_{ne} \phi_{NE} + A_{nw} \phi_{NW} + A_{se} \phi_{SE} + A_{sw} \phi_{SW} \quad (3.2.28)$$

Onde:

$$A_P = 2\alpha + 2\gamma \quad (3.2.29)$$

$$A_e = \alpha + \frac{P}{2J^2} \quad (3.2.30)$$

$$A_{ne} = A_{sw} = -\frac{\beta}{2} \quad (3.2.31)$$

$$A_{nw} = A_{se} = \frac{\beta}{2} \quad (3.2.32)$$

$$A_w = \alpha - \frac{P}{2J^2} \quad (3.2.33)$$

$$A_n = \gamma + \frac{Q}{2J^2} \quad (3.2.34)$$

$$A_s = \gamma - \frac{Q}{2J^2} \quad (3.2.35)$$

Os coeficientes α , β , γ e J são também aproximados em diferenças centrais, resultando:

$$\alpha = \left(\frac{x_N - x_S}{2} \right)^2 + \left(\frac{y_N - y_S}{2} \right)^2 \quad (3.2.36)$$

$$\beta = \frac{0,25}{\Delta\xi \cdot \Delta\eta} (x_{NE} + x_{SW} - x_{SE} - x_{NW}) + \frac{0,25}{\Delta\xi \cdot \Delta\eta} (y_{NE} + y_{SW} - y_{SE} - y_{NW}) \quad (3.2.37)$$

$$\gamma = \left(\frac{x_E - x_W}{2} \right)^2 + \left(\frac{y_E - y_W}{2} \right)^2 \quad (3.2.38)$$

$$J = 2 \cdot [(y_N - y_S)(x_E - x_W) - (x_N - x_S)(y_E - y_W)] \quad (3.2.39)$$

A transformação do Jacobiano da Equação (3.2.39) é mostrada no Anexo B.

Os coeficientes de acoplamento α , β , γ e J são funções com derivadas de x e y no plano transformado (o que torna as equações não lineares) e são avaliados usando os valores de x e y do nível iterativo anterior. A solução do sistema de equações é facilmente obtida por métodos ponto a ponto ou linha por linha, e fornece os valores de x e y que identificam as linhas de ξ e η constantes no plano físico.

Desta forma, rescrevemos a Equação 3.2.28 para se encontrar as coordenadas x e y dos cruzamentos das linhas η e ξ no plano físico a partir das coordenadas das linhas de contorno:

$$x_p = \frac{1}{A_p} (A_e x_E + A_w x_W + A_n x_N + A_s x_S + A_{ne} x_{NE} + A_{nw} x_{NW} + A_{se} x_{SE} + A_{sw} x_{SW}) \quad (3.2.40)$$

$$y_p = \frac{1}{A_p} (A_e y_E + A_w y_W + A_n y_N + A_s y_S + A_{ne} y_{NE} + A_{nw} y_{NW} + A_{se} y_{SE} + A_{sw} y_{SW}) \quad (3.2.41)$$

3.2.3 – SOLUÇÃO POR DIFERENÇAS FINITAS – CONSTRUÇÃO DO SISTEMA GENERALIZADO

A solução do problema de geração de malhas é obtida a partir das Equações 3.2.40 e 3.2.41 aplicando a técnica de solução ponto a ponto, e utilizando o software numérico MATLAB para a elaboração dos algoritmos de solução.

O MATLAB é um programa iterativo de computação numérica de alta performance em ambiente WINDOWS voltado para o cálculo numérico, cujo elemento básico de informação é uma matriz que não requer dimensionamento.

O Software MATLAB é muito usado em cálculo numérico e cálculos científicos voltados para o tratamento de matrizes, e apresenta recursos para fácil plotagem de gráficos. O MATLAB foi desenvolvido em linguagem C, sendo possível a incorporação de novas rotinas.

3.2.3.1 – ALGORÍTIMO PARA DEFINIÇÃO DE COORDENADAS DE CONTORNO

As Figuras 3.2.7 e 3.2.8 mostram as coordenadas x e y dos pontos definidos para os contornos no domínio físico, considerando uma malha 10×20 .

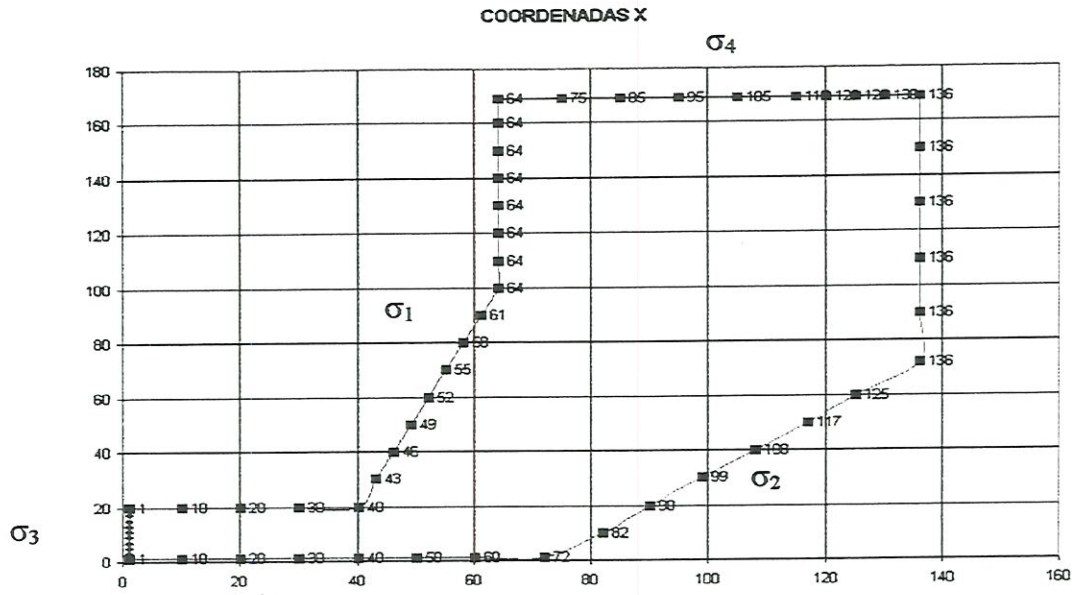


FIGURA 3.2.7 – Definição das coordenadas de contorno da malha no domínio físico. Coordenada x

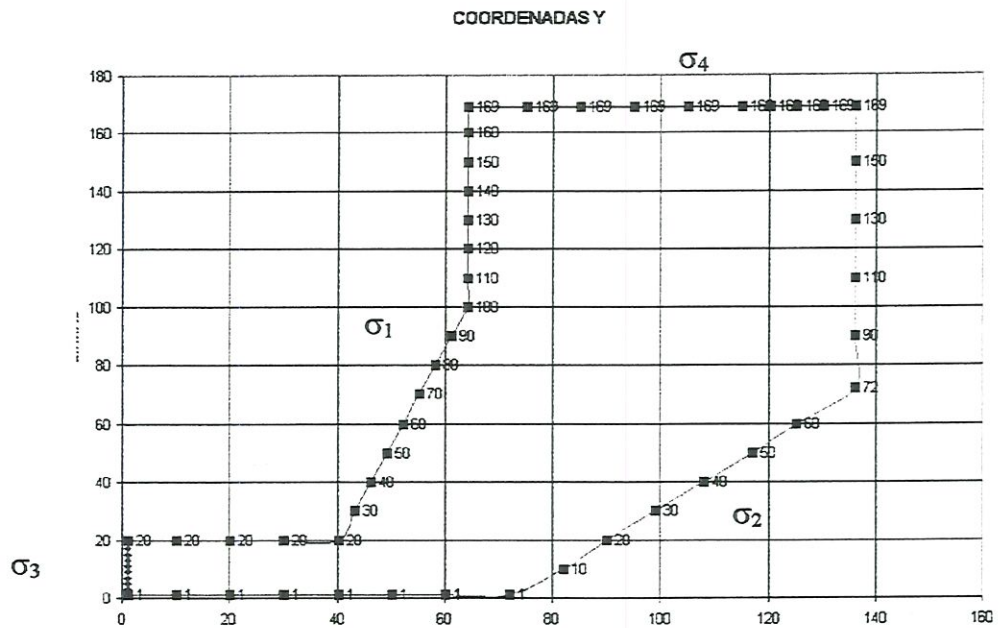


FIGURA 3.2.8 – Definição das coordenadas de contorno da malha no domínio real. Coordenada y

Conforme expectativa da posição da malha e necessidades do modelo, a posição dos pontos de contorno para a geração da malha pode ser previamente estudada. No modelo, sabendo-se previamente que no cátodo as isoterms concentram-se no fundo (face σ_2),

definiu-se os pontos de contorno para mais próximo a esta face. O Apêndice III mostra o programa de geração das matrizes de coordenadas de contorno. A Figura 3.2.9 mostra o resultado da execução dessa rotina.

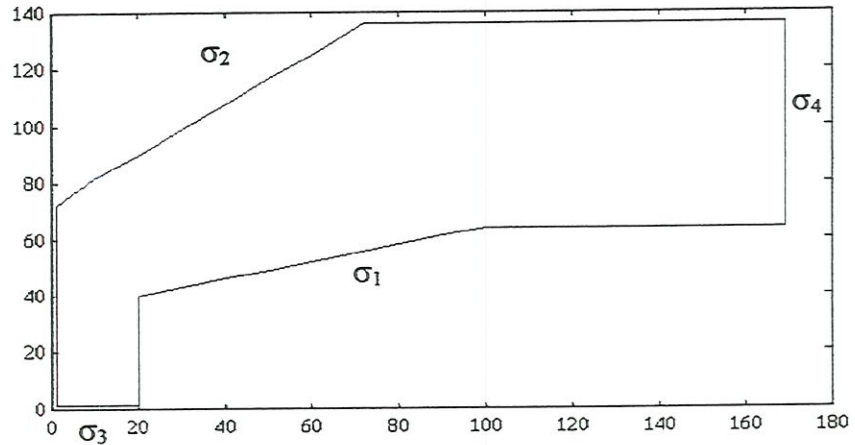


FIGURA 3.2.9 – Linhas de contorno do domínio físico do cátodo.

3.2.3.2 – ALGORÍTIMO DE SOLUÇÃO DAS COORDENADAS INTERNAS

O Apêndice III mostra a rotina numérica para determinação dos pontos internos da matriz de transformação.

Ocorrências de divergência durante as aproximações ocorreram e só puderam ser solucionadas com a inclusão de fórmulas de sobre-relaxamento (PATANKAR 1980, p 67).

Usou-se o método das Sobre-relaxações Sucessivas – SOR (MALISKA, 1995, p 58), aplicando a relação:

$$x^{k+1} = w \cdot x^{k+1} + (1 - w) \cdot x^k \quad (3.2.42)$$

Onde:

x = variável em questão

w = coeficiente de sobre-relaxação

k = Índice para indicação de instante anterior

$k+1$ = Índice para indicação de instante presente.

O Apêndice VI ilustra um exemplo da evolução das malha até convergir para a solução final. Para o caso em que os coeficientes de controle de espaçamento P e $Q = 0$.

A Figura 3.2.10 mostra como solução final a malha gerada após 6200 interações e fator de sobre relaxamento de 0,7.

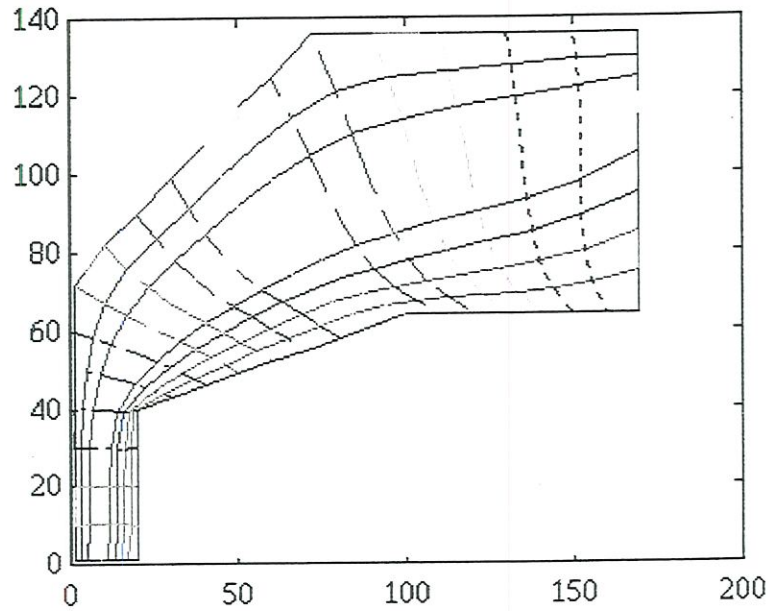


FIGURA 3.2.10 - Rede após 6200 interações e fator de sobre relaxamento de 0,7.

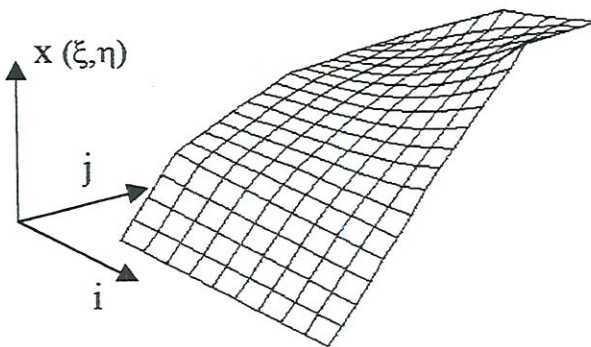


FIGURA 3.2.11 - Vista tridimensional da matriz coordenada x da transformação.

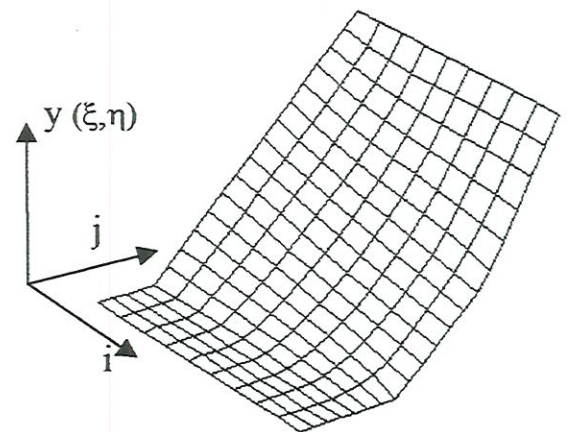


FIGURA 3.2.12 - Vista tridimensional da matriz coordenada y da transformação.

Uma visão tridimensional das coordenadas x e y após a convergência final é mostrada pelas Figuras 3.2.11 e 3.2.12.

A malha do Sistema Natural de Coordenadas resultante, já citado na Figura 3.2.10, foi invertida e é apresentada na Figura 3.2.13.

A Figura 3.2.13 mostra a malha gerada sobre o plano físico após rotina de interação numérica.

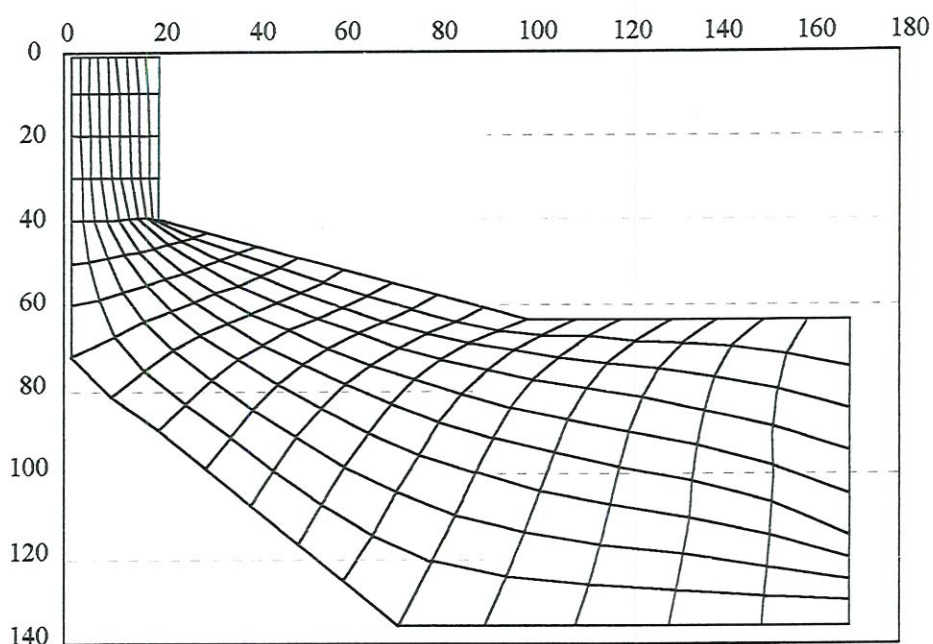


FIGURA 3.2.13 - Sistema natural de coordenadas não ortogonal para a solução do problema do cátodo.

3.2.3.3 – CONTROLE DE ESPAÇAMENTO NA MALHA

Como já mencionado na Seção 3.2.1, as Funções P e Q são funções de controle de espaçamento de malhas, presentes no sistema de equações parciais elípticas mostrado nas Equações (3.2.11) e (3.2.12). As funções P e Q funcionam como termos fonte no sistema gerador de malhas, permitindo a concentração de linhas onde for requerido (MALISKA, 1995, p.257).



Segundo MALISKA (1995) existem várias expressões que podem ser usadas para P e Q. Neste trabalho foi usada a expressão proposta por THOMPSON et al. (1974):

$$P(\xi, \eta) = -\sum a_j \text{sign}(\xi - \xi_j) \exp^{-c_j |\xi - \xi_j|} - \sum b_i \text{sign}(\xi - \xi_i) \exp^{-a_i \{(\xi - \xi_i)^2 + (\eta - \eta_i)^2\}^{\frac{1}{2}}} \quad (3.2.43)$$

A mesma equação é válida para a função Q. ξ_j são as linhas para as quais todas as outras linhas ξ serão atraídas, e (ξ_i, η_i) são os pontos para os quais as linhas ξ serão atraídas. Portanto o primeiro termo é responsável pela atração entre linhas coordenadas e o segundo termo pela atração das linhas aos pontos escolhidos (MALISKA, 1995, p258).

Na Equação (3.2.43), “as linhas próximas daquela que atrai experimentam mais atração que as distantes. O coeficiente c_j pode ser ajustado para aumentar ou diminuir a atração. Para o segundo termo temos um comportamento semelhante. Neste caso, o parâmetro que dá a força de atração é a distância entre os pontos que estão na linha a ser atraída e os pontos que atraem” (MALISKA, 1995, p 258).

No caso do problema do cátodo, temos a necessidade de concentrar as malhas para próximo à face σ_2 , onde se encontram as camadas de materiais isolantes e refratários, os quais são responsáveis pelos maiores gradientes de temperatura na seção transversal.

Devido a isto, escolheu-se como linha de atração a linha $\xi = 10$ e como ponto de atração o ponto (10,15) destacado na Figura (3.2.14) situado no final da rampa do cátodo, no fundo da cuba.

As Figuras (3.2.14) e (3.2.15) mostram as vistas tridimensionais das funções P e Q. As matrizes geradas pela Equação (3.2.43) são matrizes de dimensões 9 x 19. Observa-se que para a função P, as isolinhas mais próximas à face σ_2 ou à isolinha $\xi = 10$ possuem valores de atração maiores. Os valores de atração diminuem exponencialmente com o aumento linear da distância em relação à $\xi = 10$. Observa-se também que os pontos P mais próximos ao ponto de atração (10,15) são também maiores que os pontos mais afastados. Para a função Q, ajustou-se com mais intensidade somente o efeito de atração para o ponto (10,15).

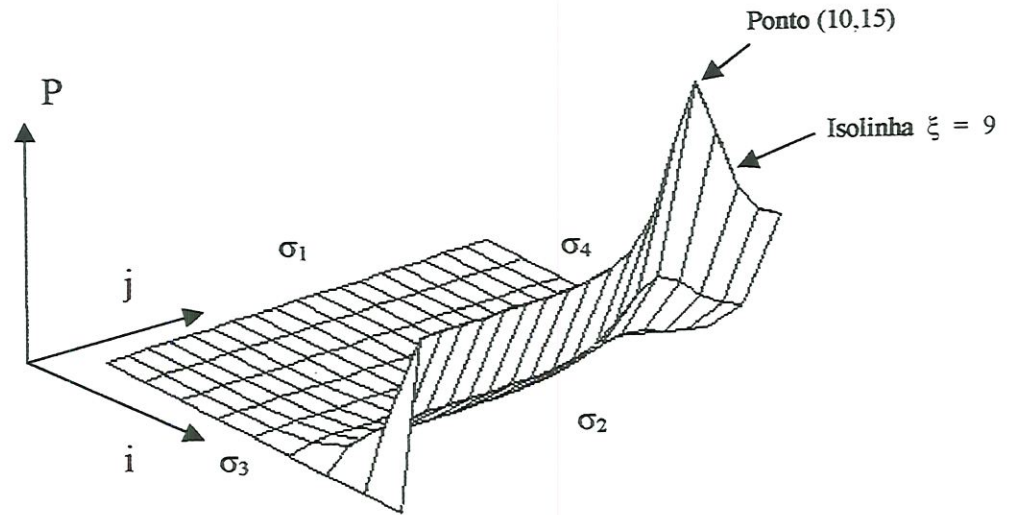


FIGURA 3.2.14 - Vista tridimensional do coeficiente de controle de espaçamento de malhas $P(\xi, \eta)$.

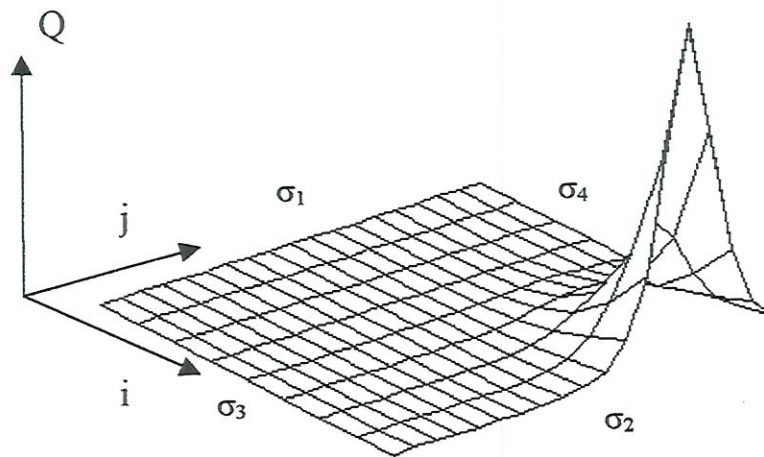


FIGURA 3.2.15 - Vista tridimensional do coeficiente de controle de espaçamento de malhas $Q(\xi, \eta)$.

A mesma rotina numérica para determinação dos pontos internos da matriz de transformação no Apêndice III, ajustada com a inserção das funções P e Q diferentes de zero, resultou na malha mostrada na Figura 3.2.16 mostrada abaixo.

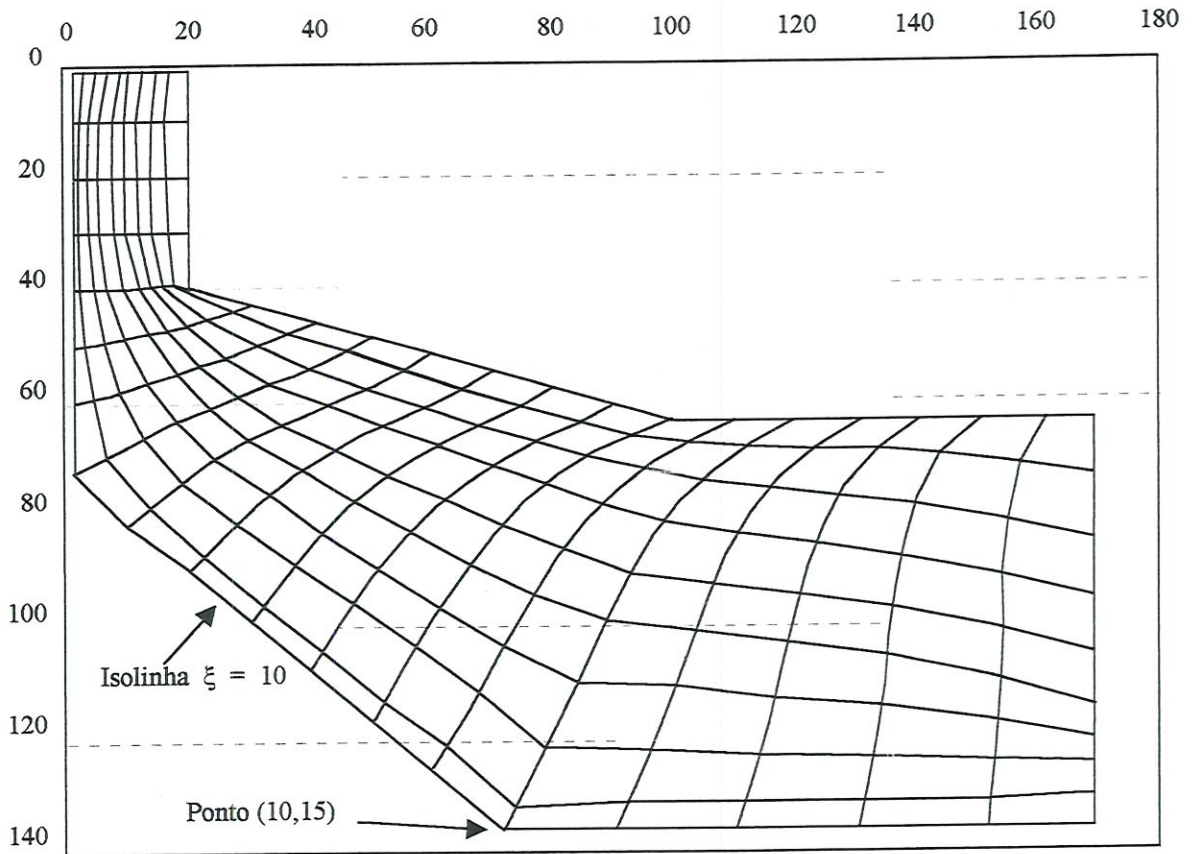


FIGURA 3.2.16 - Sistema de coordenadas não ortogonal para a solução do problema do cátodo. Rede atraída para a abscissa $\xi = 10$ e ponto $\xi, \eta = (10,15)$

3.3 - EQUAÇÃO DA CONSERVAÇÃO DE ENERGIA TRANSFORMADA

Seguindo as condições listadas na Seção 3.1, a equação da energia conservativa no sistema cartesiano para o cátodo é:

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho T) = \frac{\partial}{\partial x} \left(\frac{k}{C_p} \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\frac{k}{C_p} \frac{\partial T}{\partial y} \right) \quad (3.3.1)$$

Após a aplicação da transformação de coordenadas, obteve-se:

$$\frac{\partial \rho T}{\partial t} = \frac{\partial \hat{R}}{\partial \xi} + \frac{\partial \hat{S}}{\partial \eta} \quad (3.3.2)$$

onde
$$\hat{R} = \frac{1}{J} \left[\frac{\partial \xi}{\partial x} \cdot R + \frac{\partial \xi}{\partial y} \cdot S \right] \quad (3.3.3)$$

$$\hat{S} = \frac{1}{J} \left[\frac{\partial \eta}{\partial x} \cdot R + \frac{\partial \eta}{\partial y} \cdot S \right] \quad (3.3.4)$$

onde
$$R = \frac{k}{c_p} \frac{\partial T}{\partial x} \quad (3.3.5)$$

$$S = \frac{k}{c_p} \frac{\partial T}{\partial y}$$

Inserindo (3.3.3) a (3.3.5) em (3.3.2), após alguma manipulação algébrica, obtém-se:

$$\frac{\partial \rho T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial \xi} \left(C_1 \frac{\partial T}{\partial \xi} + C_2 \frac{\partial T}{\partial \eta} \right) + \frac{\partial}{\partial \eta} \left(C_4 \frac{\partial T}{\partial \eta} + C_5 \frac{\partial T}{\partial \xi} \right) \quad (3.3.6)$$

onde:

$$C_1 = \frac{k}{c_p} \cdot J \cdot \alpha \quad (3.3.7)$$

$$C_2 = C_5 = -\frac{k}{c_p} \cdot J \cdot \beta \quad (3.3.8)$$

$$C_4 = \frac{k}{c_p} \cdot J \cdot \gamma \quad (3.3.9)$$

A Equação (3.3.6) é a equação da conservação da energia para o cátodo no plano transformado. Enfatizando-se que esta equação no plano transformado mantém a sua forma plenamente conservativa, exibindo uma estrutura similar àquela de sua correspondente

cartesiana. Desta forma, o procedimento para a obtenção das equações governantes em diferenças finitas foi similar ao procedimento para coordenadas cartesianas.

A seguir obtém-se a ADF (Aproximação em diferenças finitas) da equação diferencial parcial governante no plano transformado para o cátodo. Aplica-se o método do Volume de Controle considerando o esquema de 5 pontos (W, E, S, N e P) como mostrado na Figura 3.3.1

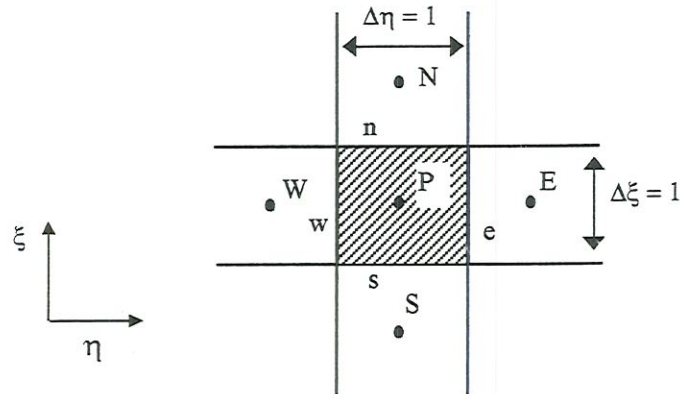


FIGURA 3.3.1 - Volume de controle elementar no plano transformado

As hipóteses básicas para discretização pelo método do volume de controle são:

- i – A grade usada será ortogonal;
- ii – As propriedades desejadas coincidem com as quatro faces do volume de controle para as temperaturas fixadas nos centro deste volume de controle;
- iii – As propriedades são constantes ao longo das faces do volume de controle.

Por conveniência, escreve-se a Equação (3.3.6) da forma:

$$\frac{\partial pT}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial \xi} \left(C_1 \frac{\partial T}{\partial \xi} \right) + \frac{\partial}{\partial \eta} \left(C_4 \frac{\partial T}{\partial \eta} \right) + \hat{T} \quad (3.3.10)$$

onde

$$\hat{T} = \frac{\partial}{\partial \xi} \left(C_2 \frac{\partial T}{\partial \eta} \right) + \frac{\partial}{\partial \eta} \left(C_5 \frac{\partial T}{\partial \xi} \right) \quad (3.3.11)$$

A Equação (3.3.11) é tratada como um termo fonte, passando a conter os termos de derivadas cruzadas, evitando-se assim um esquema numérico de 9 pontos. Na Figura 3.3.1, $\Delta\eta$ e $\Delta\xi$ são unitários por conveniência. Integrou-se (3.3.10) no espaço e no tempo para o volume de controle mostrado na Figura 3.3.1, obtendo-se:

$$\int_{\xi_w}^{\xi_e} \int_{\eta_s}^{\eta_n} [(\rho T)^{t+\Delta t} - (\rho T)^t] d\eta d\xi = \int_t^{t+\Delta t} \int_{\eta_s}^{\eta_n} \left[\left(C_1 \cdot \frac{\partial T}{\partial \xi} \right)_e - \left(C_1 \cdot \frac{\partial T}{\partial \xi} \right)_w \right] d\eta dt +$$

$$\int_t^{t+\Delta t} \int_{\xi_w}^{\xi_e} \left[\left(C_4 \cdot \frac{\partial T}{\partial \eta} \right)_n - \left(C_4 \cdot \frac{\partial T}{\partial \eta} \right)_s \right] d\xi dt + \int_t^{t+\Delta t} \int_{\xi_w}^{\xi_e} \int_{\eta_s}^{\eta_n} \hat{T} d\eta d\xi dt \quad (3.3.12)$$

Onde t é o tempo (ou nível iterativo) e os subscritos e , w , s e n são os lados do volume de controle indicado na Figura 3.3.1.

Adotou-se o “Esquema de Diferenças Centrais”, ou seja :

$$\left(\frac{\partial T}{\partial \xi} \right)_e = \frac{T_E - T_P}{\Delta \xi} \quad (3.3.13)$$

$$\left(\frac{\partial T}{\partial \xi} \right)_w = \frac{T_P - T_W}{\Delta \xi} \quad (3.3.14)$$

$$\left(\frac{\partial T}{\partial \eta} \right)_n = \frac{T_N - T_P}{\Delta \eta} \quad (3.3.15)$$

$$\left(\frac{\partial T}{\partial \eta} \right)_s = \frac{T_P - T_S}{\Delta \eta} \quad (3.3.16)$$

Para os termos difusivos:

$$A_e = C_{1e} \cdot \frac{\Delta \eta}{\Delta \xi} \quad (3.3.17)$$

$$A_w = C_{1w} \cdot \frac{\Delta \eta}{\Delta \xi} \quad (3.3.18)$$

$$A_n = C_{4n} \cdot \frac{\Delta \xi}{\Delta \eta} \quad (3.3.19)$$

$$A_s = C_{4s} \cdot \frac{\Delta \xi}{\Delta \eta} \quad (3.3.20)$$

Assumindo formulação implícita, a ADF resulta:

$$A_P \cdot T_P^{n+1} = A_e \cdot T_E^{n+1} + A_w \cdot T_W^{n+1} + A_n \cdot T_N^{n+1} + A_s \cdot T_S^{n+1} + \frac{A_P}{(1+E)} \cdot T_P^n + L \left[\hat{T} \right] \cdot \Delta V \quad (3.3.21)$$

Onde (n+1) representa o termo ou nível iterativo (t+Δt) e n representa o nível t. Ainda,

$\Delta V = \Delta \xi \cdot \Delta \eta$. O termo $L \left[\hat{T} \right]$ é aproximado em diferenças centrais.

Os coeficientes A_i são dados por:

$$A_e = C_{1e} \cdot \frac{\Delta \eta}{\Delta \xi} \quad (3.3.22)$$

$$A_w = C_{1w} \cdot \frac{\Delta \eta}{\Delta \xi} \quad (3.3.23)$$

$$A_n = C_{4n} \cdot \frac{\Delta \xi}{\Delta \eta} \quad (3.3.24)$$

$$A_s = C_{4s} \cdot \frac{\Delta \xi}{\Delta \eta} \quad (3.3.25)$$

$$A_P = A_P^* \left(\frac{1+E}{E} \right) \quad (3.3.26)$$

onde:

$$A_P^* = A_e + A_w + A_n + A_s \quad (3.3.27)$$

E é denominado fator de avanço iterativo, e é dado por:

$$E = \frac{A_p^*}{\rho_p \cdot \frac{\Delta V}{\Delta t}} \quad (3.3.28)$$

Deseja-se a solução da equação em regime permanente. Desta forma, Δt é tratado como um avanço iterativo.

3.4 - DETERMINAÇÃO DAS CONDIÇÕES DE CONTORNO E PROPRIEDADES TÉRMICAS

A superfície superior do cátodo fica em contato com uma camada de metal líquido e outra camada de banho eletrolítico. Ocorre também na superfície do cátodo a formação de uma camada de banho eletrolítico solidificada, denominada aresta, com forma variável que se solidifica a uma temperatura de aproximadamente 943^o C.

As condições de contorno para o presente modelo foram os valores de temperaturas na superfície externa da carcaça do cátodo e as temperaturas do banho eletrolítico e do metal, durante o funcionamento da cuba eletrolítica em condições normais de operação.

Na linha de centro da cuba (região de simetria), a condição de contorno foi $\delta T / \delta x = 0$, ou seja, fluxo de calor nulo através da linha de centro.

3.4.1 - DETERMINAÇÃO EXPERIMENTAL DAS CONDIÇÕES DE CONTORNO

As medições de fluxo de calor realizadas nas cubas eletrolíticas de Poços de Caldas em diversas posições da carcaça forneceram os valores das temperaturas utilizadas como condições de contorno do modelo térmico bidimensional desenvolvido.

Durante as medições de temperaturas superficiais, mantiveram-se os registradores de temperatura (unidade móvel mostrada na Figura 2.2.3) à distâncias de no mínimo 2 metros das cubas, com o objetivo de evitar interferência nos registradores devido à radiação de calor da mesma. A Figura 2.1.1 da Seção 2.1 mostra o interior da Sala de Cubas. Durante as medições, a temperatura ambiente variou de 30 °C até 38 °C.

O registro das temperaturas foi feito nas tabelas de entrada de dados dos formulários de balanço térmico conforme mostrados no Apêndice I.

Para a obtenção da temperatura do banho eletrolítico e do metal líquidos, usou-se termopares do tipo de imersão. Repetiu-se 10 leituras de temperaturas posicionando a ponta do termopar aproximadamente 20 cm abaixo do deckplate¹ da cuba para o caso do banho, e sobre o banho solidificado na extremidade do bloco catódico para o caso do metal. A Tabela 3.4.1 mostra o resultado das medidas.

Medida	T. Banho (°C)	T. Metal (°C)
1	968	967
2	968	966
3	967	973
4	972	965
5	965	969
6	965	967
7	966	969
8	966	968
9	967	966
10	968	968
média	967,2	967,8
desvio	2,0	2,3

TABELA 3.4.1 – Leituras de temperaturas do banho e do metal.

3.4.2 – TEMPERATURAS DE CONTORNO DA CARÇAÇA

As temperaturas de contorno para o cátodo utilizadas para o desenvolvimento do modelo numérico foram as temperaturas obtidas das medições de balanço térmico da Cuba 185. A escolha desta cuba deve-se ao fato de se tratar de uma cuba com projeto mais comum na Sala de Cubas de Poços de Caldas.

A Figura 3.4.1 mostra a secção transversal do cátodo com as temperaturas de contorno utilizadas no modelo, dados da medição na Cuba 185. A temperatura na face σ_1 foi considerada constante. Na face σ_4 não se atribuiu valores de temperaturas. Esta face recebeu

¹ Deck Plate. Denominação para a chapa de aço na posição mais externa e superior da carcaça do cátodo da cuba.

somente a condição de contorno de fluxo de calor nulo através da linha de centro do cátodo. O Apêndice IV mostra o programa de geração das matrizes Temperaturas de Contorno.

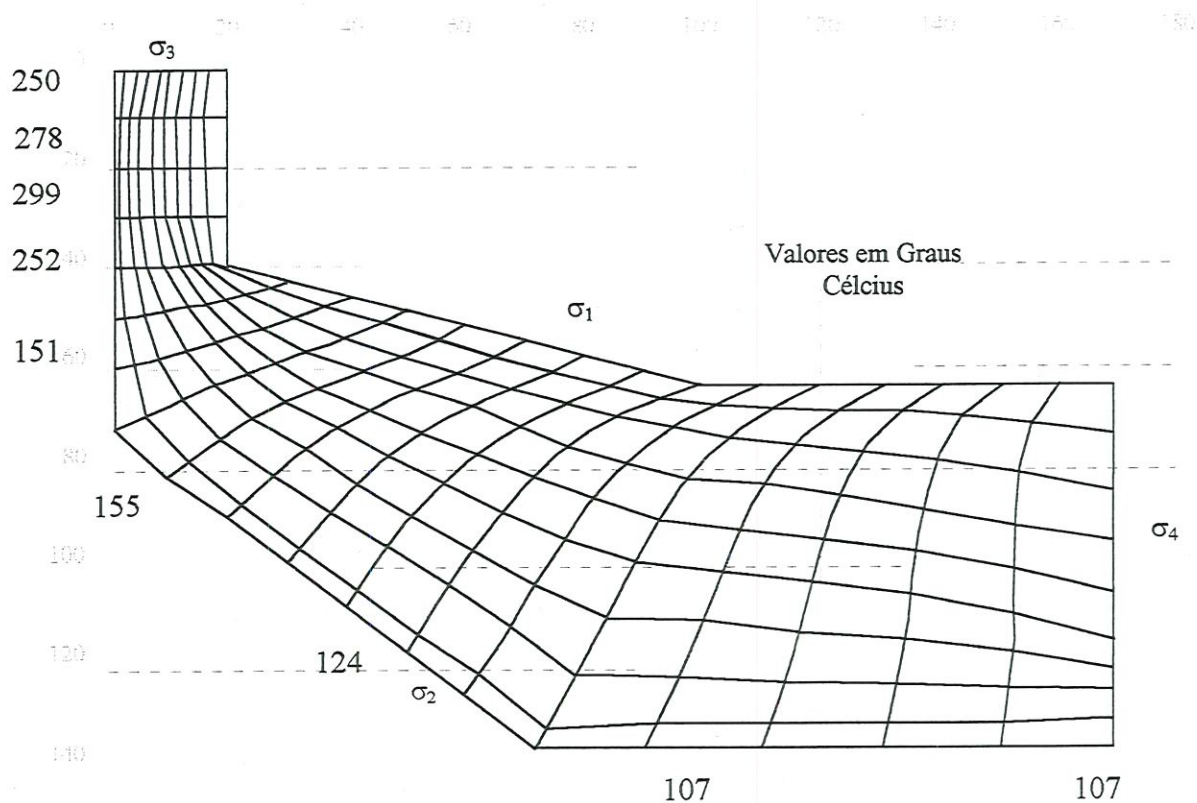


FIGURA 3.4.1 - Secção transversal do cátodo com temperaturas de contorno de resultados de experimentação

3.4.3 – PROPRIEDADES TÉRMICAS DOS MATERIAIS

O comportamento e variação das propriedades dos blocos catódicos e dos materiais utilizados no cátodo com tempo de operação das cubas eletrolíticas foi estudado por MITTAG & BERNHAUSER (1990), por SORLIE & OYE (1995) e por JOHANSSON (1995). Os valores de condutividade térmica utilizados nesta tese são obtidas dos resultados destes trabalhos. Estes pesquisadores utilizaram amostras coletadas durante autópsias¹ de cubas eletrolíticas desligadas. Para temperaturas típicas nas regiões do cátodo, utilizou-se as seguintes condutividades térmicas (W/mK):

¹ Autópsias em cátodos. Inspeção dos materiais do cátodo da cuba falhada ou desligada com a finalidade de identificar as condições dimensionais, químicas e física dos materiais.

MATERIAL	K (W/mK)	Cp (J/KgK)
Placas isolantes de vermiculita	1,0	2,0
Tijolos refratários SiAl	5,0	1,5
Aço	58	0,465
Antracita	10	1,0
Concreto isolante	1,5	2,0
Banho eletrolítico sólido	5,0	1,5

TABELA 3.4.2 - Coeficientes térmicos dos materiais usados no cátodo

Os valores de calor específico à pressão constante (C_p) foram obtidos de INCROPERA & WITT (1993) e METALS HANDBOOK (1987).

3.4.4 – COEFICIENTES TÉRMICOS

Apêndice IV mostra a rotina numérica para geração da matriz de coeficientes térmicos dos materiais do revestimento do cátodo. As Figuras 3.4.2 e 3.4.3 mostram os materiais do revestimento do cátodo posicionados sobre o domínio físico com a malha do Sistema Generalizado de Coordenadas para as secções transversais sem e com barra coletora respectivamente.

A rotina numérica fornece a opção de escolha da secção transversal desejada, com ou sem a barra coletora de corrente elétrica. O mesmo também apresenta a opção de amortecimento dos degraus na matriz de constantes térmicas.

3.5 – SOLUÇÃO DO PROBLEMA DO CÁTODO

Como já citado na Seção 3.1, as seguintes considerações foram assumidas para a solução do problema do cátodo:

1. Simulação de situação em Regime Permanente;
2. Modelo de condução de calor sem geração interna de calor;
3. Fronteira σ_3 posicionada na face interna da carcaça (a carcaça ficou fora do domínio);

4. Inexistência de efeito de juntas ou juntas ideais entre materiais.

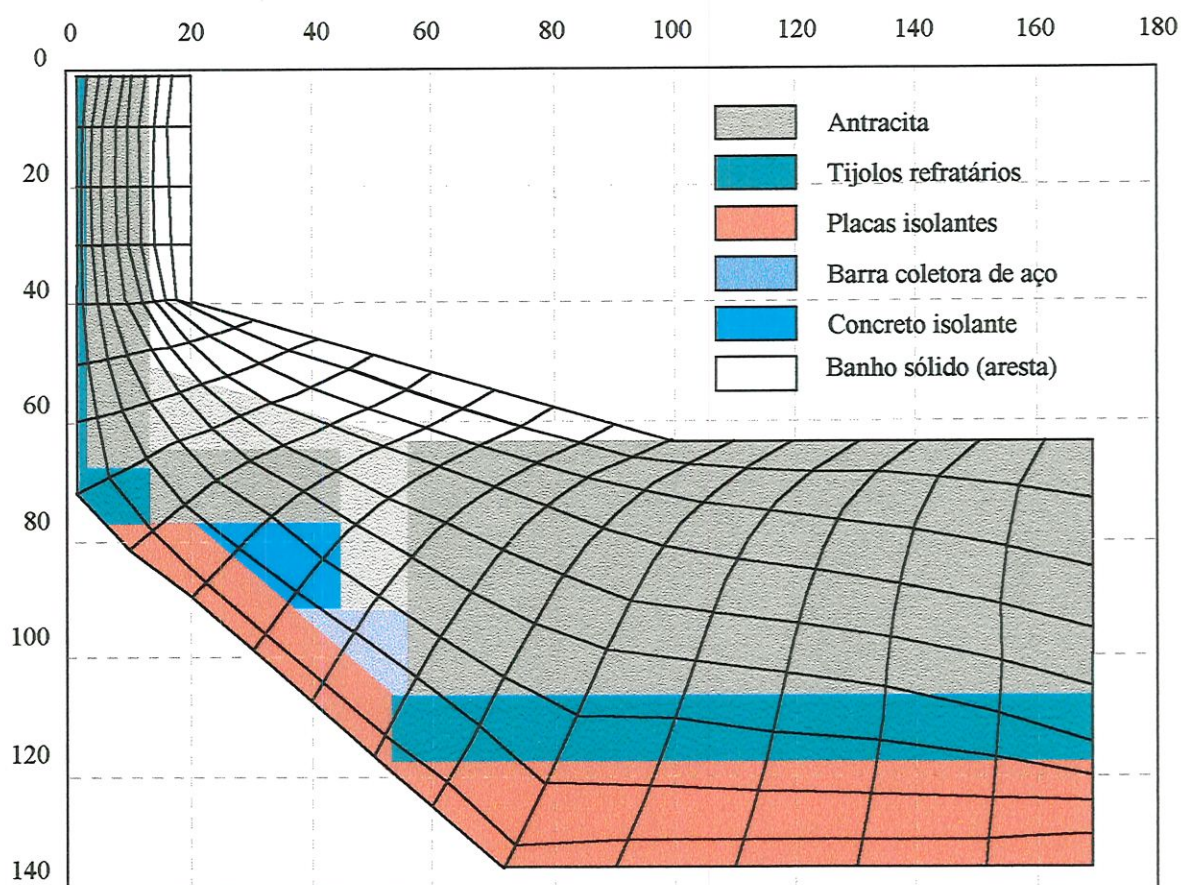


FIGURA 3.4.2 - Definição dos materiais de revestimento do cátodo no domínio da secção transversal sem barra coletora.

3.5.1 – ISOTERMAS DO CÁTODO

O resultado da solução do problema do cátodo é mostrado nas Figuras 3.5.1 e 3.5.2 as quais mostram as isotermas no domínio transformado. As Figuras 3.5.3 e 3.5.4 mostram a vista tridimensional da matriz de temperaturas da secção transversal do cátodo para os casos sem e com barra coletora.

As Figuras 3.5.5 e 3.5.6 mostram as isotermas no domínio real.

Para se atingir os resultados mostrados pelas Figuras 3.5.5 e 3.5.6, não foi requerido modificações dos coeficientes térmicos dos materiais, mantendo os valores calculados experimentalmente ou obtidos da literatura.

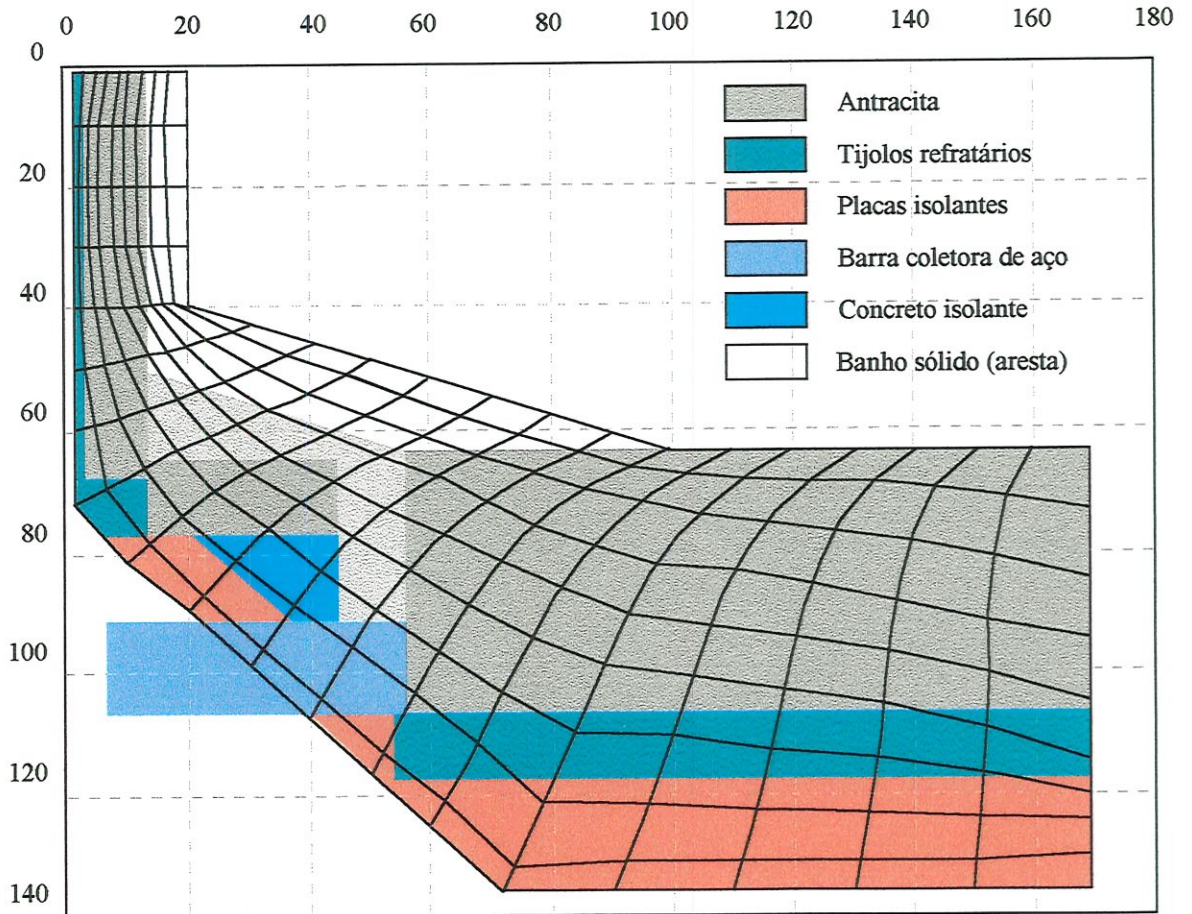


FIGURA 3.4.3 - Definição dos materiais de revestimento do cátodo no domínio da secção transversal com barra coletora.

Durante a execução das rotinas para a solução do problema das temperaturas do cátodo, não se registrou problemas de convergência como observado no procedimento de geração da malhas.

O Algoritmo numérico é mostrado no Apêndice IV.

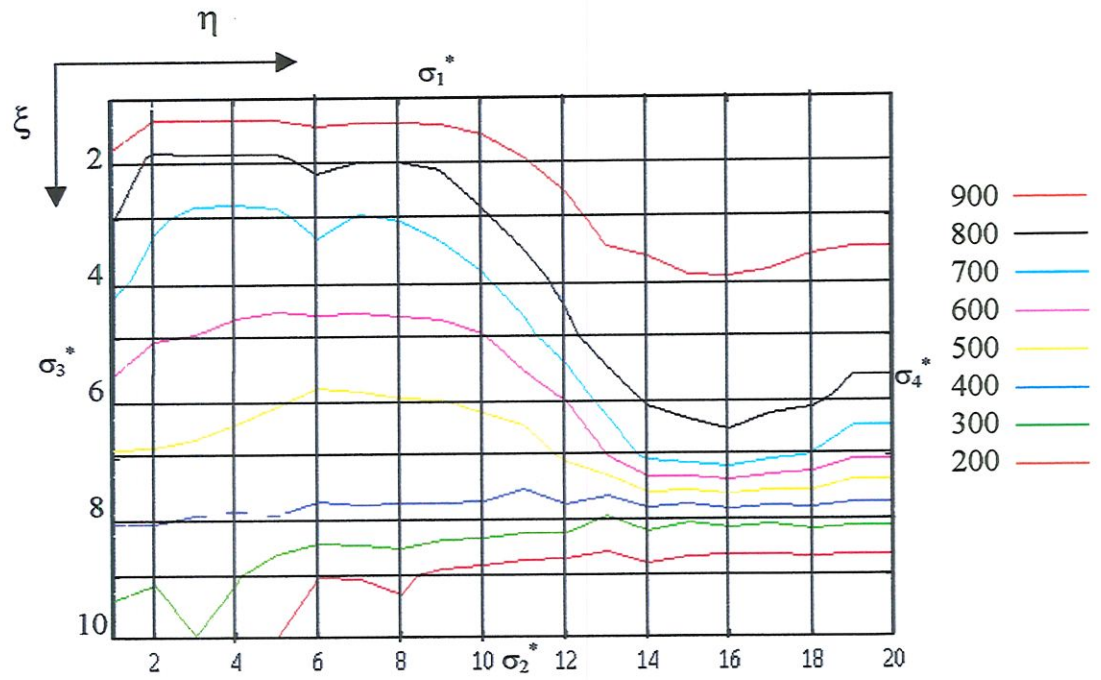


FIGURA 3.5.1 - Isotermas sobre a malha transformada. Caso de secção transversal sem barra coletora.

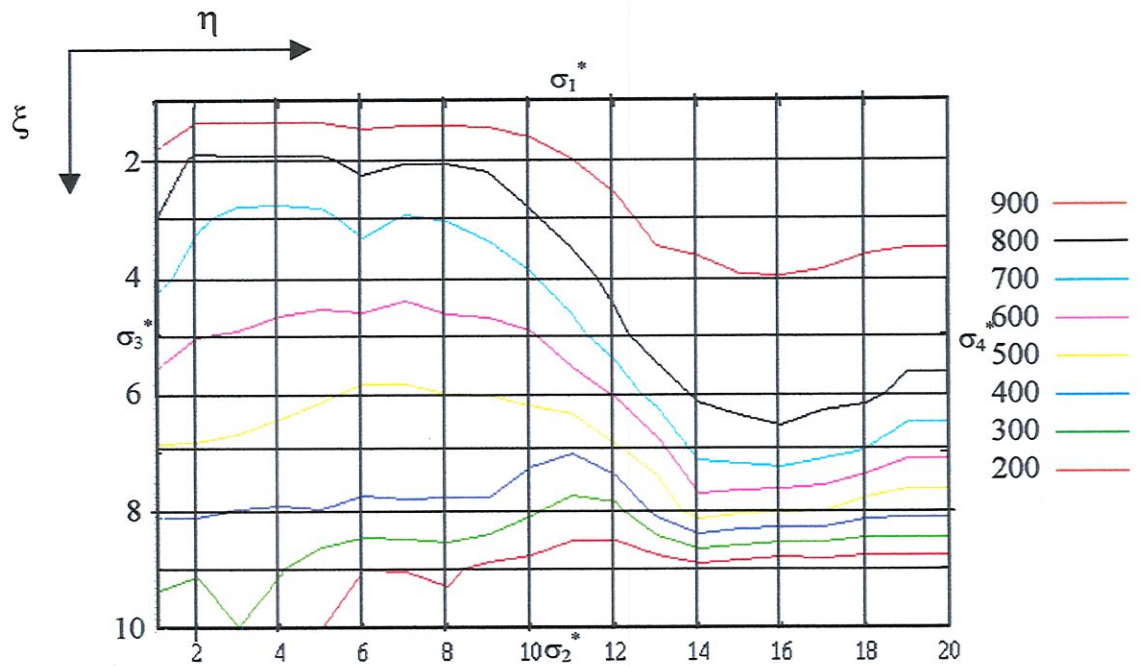


FIGURA 3.5.2 - Isotermas sobre a malha transformada. Caso de secção transversal com barra coletora.

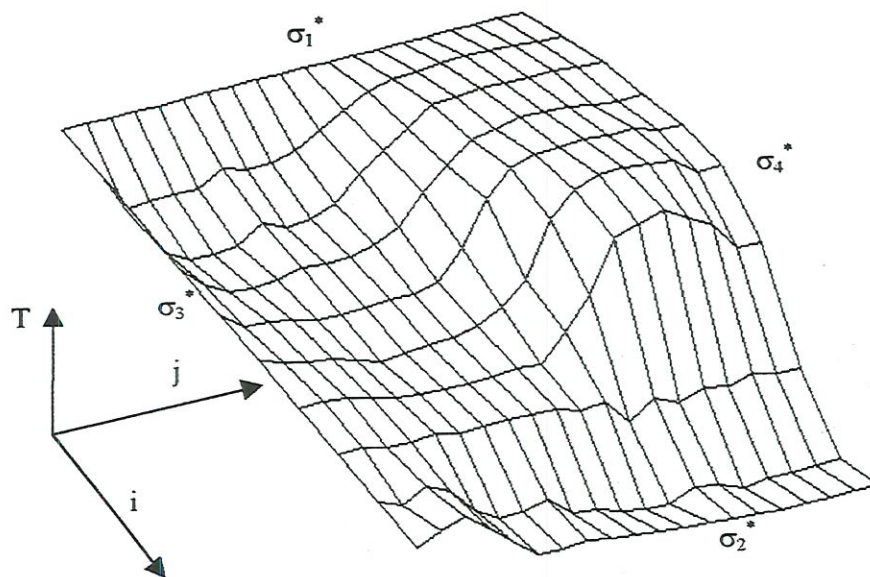


FIGURA 3.5.3 - Vista tridimensional da matriz de temperaturas na secção transversal do cátodo. Caso de secção transversal sem barra coletora.

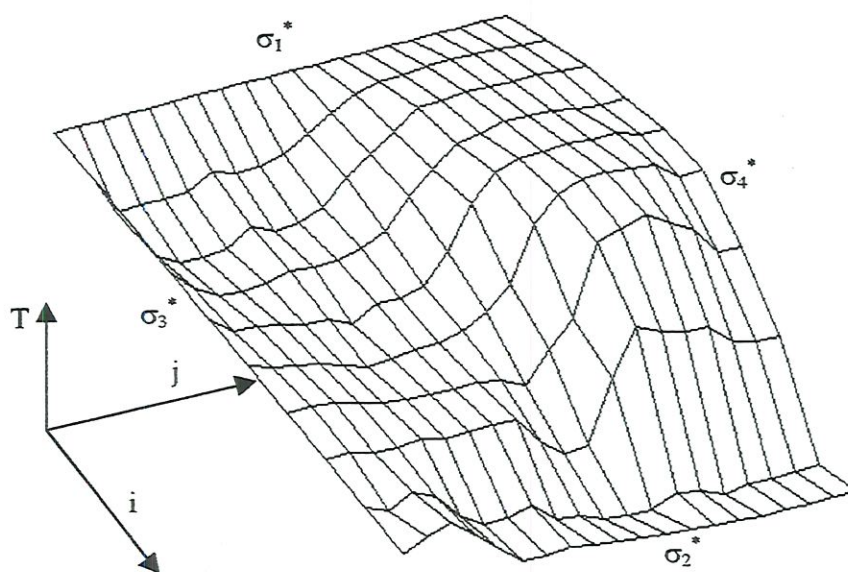


FIGURA 3.5.4 - Vista tridimensional da matriz de temperaturas na secção transversal do cátodo. Caso de secção transversal com barra coletora.

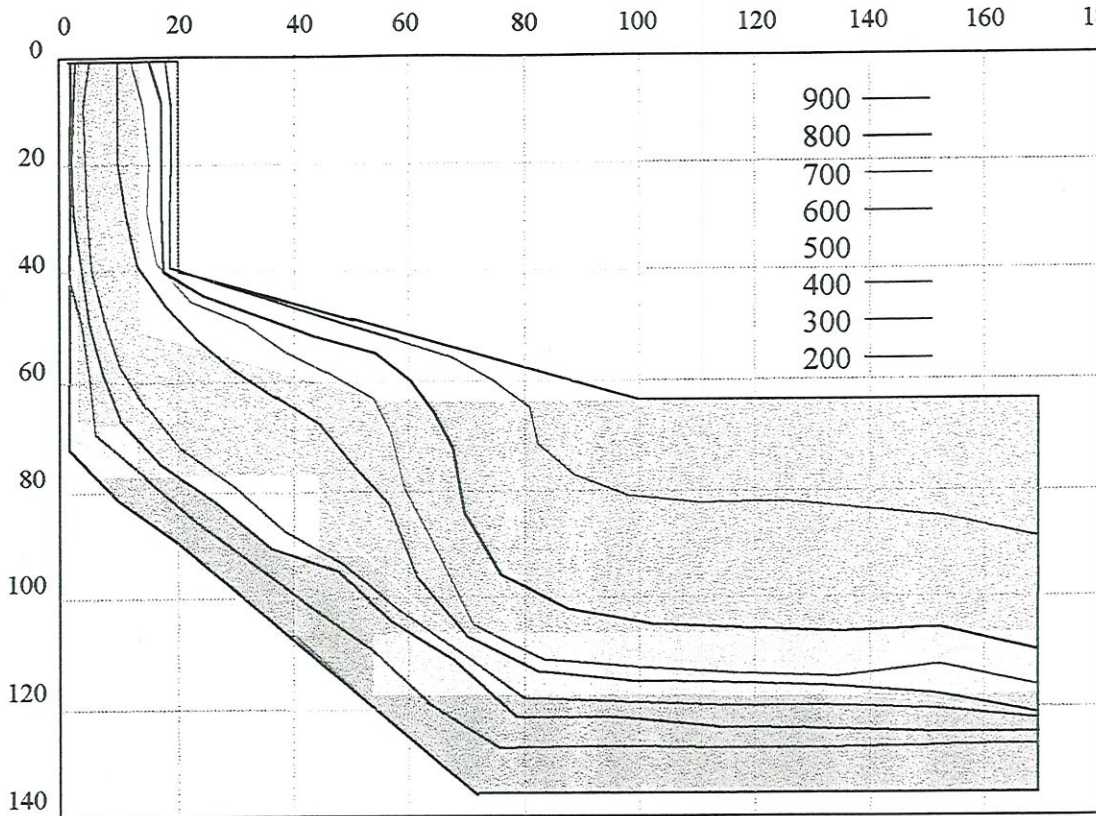


FIGURA 3.5.5 - Isotermas sobre o domínio real. Secção sem barra coletora

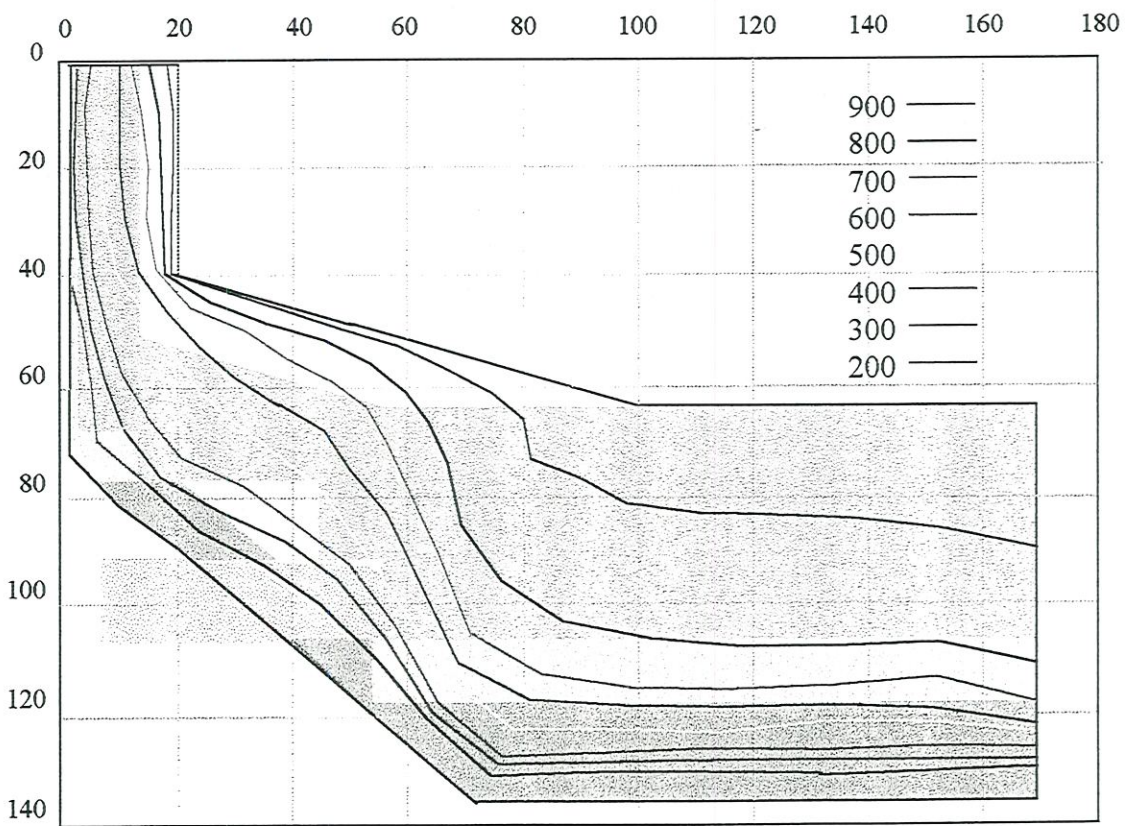


FIGURA 3.5.6 - Isotermas sobre o domínio real. Secção com barra coletora

3.5.2 – COMPARAÇÕES DAS PREDIÇÕES DO MODELO COM DADOS EXPERIMENTAIS

Nesta Seção compara-se os fluxos de calor medidos no cátodo às predições do modelo.

O presente modelo possui informações suficientes para o cálculo do fluxo de calor em todos os pontos da malha, já que as informações de temperaturas e coeficientes de condução de calor foram calculados para todos os pontos. As linhas de fluxo de calor interessantes para o atual problema são assumidas como linhas perpendiculares às isoterms encontradas com a solução do problema. A fronteira do problema está posicionada internamente à carcaça do cátodo.

Usando-se as temperaturas da última e penúltima isolinhas, calculou-se o fluxo de calor perpendicular à carcaça do cátodo utilizando-se os coeficientes de condutividade térmica obtidos na literatura, e a distância entre os pontos de mesma coluna e isolinhas diferentes. Os valores de fluxo de calor calculados pelo modelo foram comparados com os valores de fluxo de calor máximo e mínimo medidos pelos transdutores em algumas posições na superfície da carcaça do cátodo. Os valores medidos na Cuba 185, em 10/07/95, foram usados para a comparação dos dados.

Adotou-se o seguinte modelo para a predição de fluxo de calor:

- Fluxo de calor na direção da reta (z) entre as temperaturas da n -ésima – isolinha e a n -ésima isolinha;

- Sendo dz a distância entre as isolinhas, k a condutividade térmica do material entre as isolinhas, o fluxo de calor fica:

$$q = -k \frac{dT}{dz}$$

As Tabelas 3.5.1 e 3.5.2 mostram os dados obtidos para o caso sem e com barra coletora respectivamente. As Figuras 3.5.7 e 3.5.8 comparam os valores de fluxo de calor resultantes do modelo com os valores medidos pelos equipamentos de medição de fluxo de calor.

j	$T(9,j)$ (°C)	$T(10,j)$ (°C)	Distância(m)	K(W/mk)	$Q_{\text{calcul}} (W/m^2)$	$Q_{\text{medidomin}} (W/m^2)$	$Q_{\text{medidomax}} (W/m^2)$
2	303	280	0,0224	5	5134	6243	6460
3	336	299	0,0189	5	9788	6666	10400
4	305	282	0,0253	5	10474	6666	10400
5	240	200	0,0296	5	6757	4470	6300
6	201	151	0,0367	5	6612	4470	6300
7	203	150	0,0423	5	6265	4470	6300
8	219	155	0,0546	5	5561	4470	6300
9	171	147	0,0463	1	530	860	2680
10	163	140	0,0321	1	717	860	2680
11	140	133	0,0311	1	225	500	1000
12	130	124	0,0338	1	178	500	1000
13	127	120	0,0349	1	201	500	1000
14	157	115	0,0365	1	1151	500	1000
15	144	111	0,0377	1	875	500	1000
16	121	107	0,0375	1	373	500	1000
17	132	107	0,0378	1	661	500	1000
18	127	107	0,0371	1	539	500	1000
19	133	107	0,0411	1	633	500	1000

TABELA 3.5.1 – Comparação do fluxo de calor calculado pelo modelo com o fluxo de calor medido durante o balanço térmico das cubas. Caso de secção transversal sem barra coletora

j	$T(9,j)$ (°C)	$T(10,j)$ (°C)	Distância(m)	K(W/mk)	$Q_{\text{calcul}} (W/m^2)$	$Q_{\text{medidomin}} (W/m^2)$	$Q_{\text{medidomax}} (W/m^2)$
2	303	280	0,0224	5	5134	6243	6460
3	336	299	0,0189	5	9788	6666	10400
4	305	282	0,0253	5	10474	6666	10400
5	239	200	0,0296	5	6666	4470	6300
6	199	151	0,0367	5	6540	4470	6300
7	201	150	0,0423	5	6028	4470	6300
8	216	155	0,0546	5	5566	4470	6300
9	168	147	0,0463	1	464	860	2680
10	158	140	0,0321	1	561	860	2680
11	136	133	0,0311	54	5209	4400	5920
12	128	124	0,0338	54	6391	4400	5920
13	124	120	0,0349	1	115	500	1000
14	155	115	0,0365	1	1036	500	1000
15	142	111	0,0377	1	822	500	1000
16	120	107	0,0375	1	347	500	1000
17	132	107	0,0378	1	661	500	1000
18	127	107	0,0371	1	539	500	1000
19	133	107	0,0411	1	633	500	1000

TABELA 3.5.2 – Comparação do fluxo de calor calculado pelo modelo com o fluxo de calor medido durante o balanço térmico das cubas. Caso de secção transversal com barra coletora

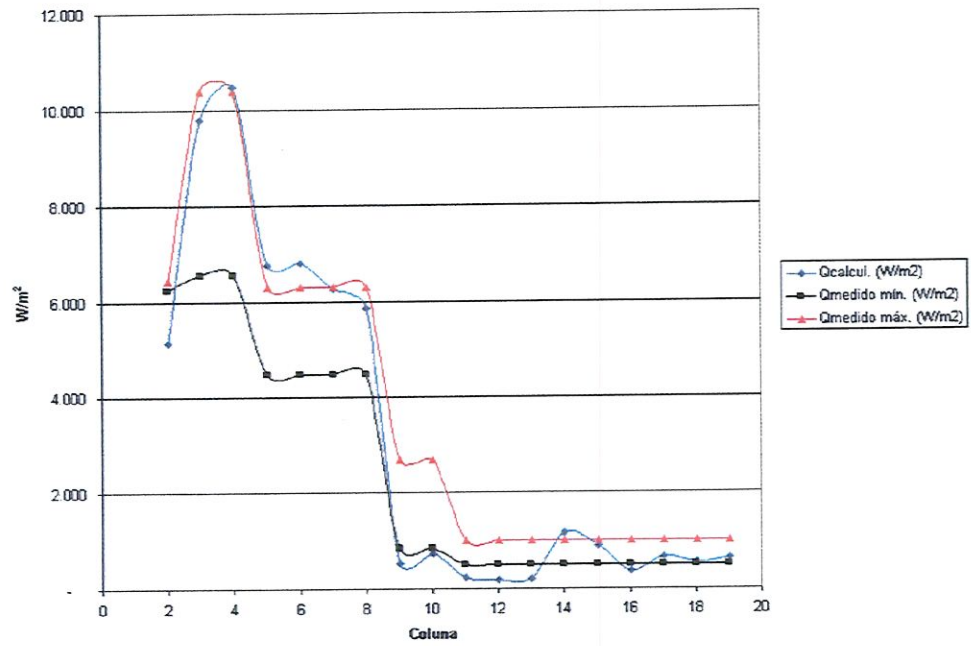


FIGURA 3.5.7 – Fluxo de calor calculado a partir do modelo proposto versus o fluxo de calor medido. Caso de secção transversal sem barra coletora

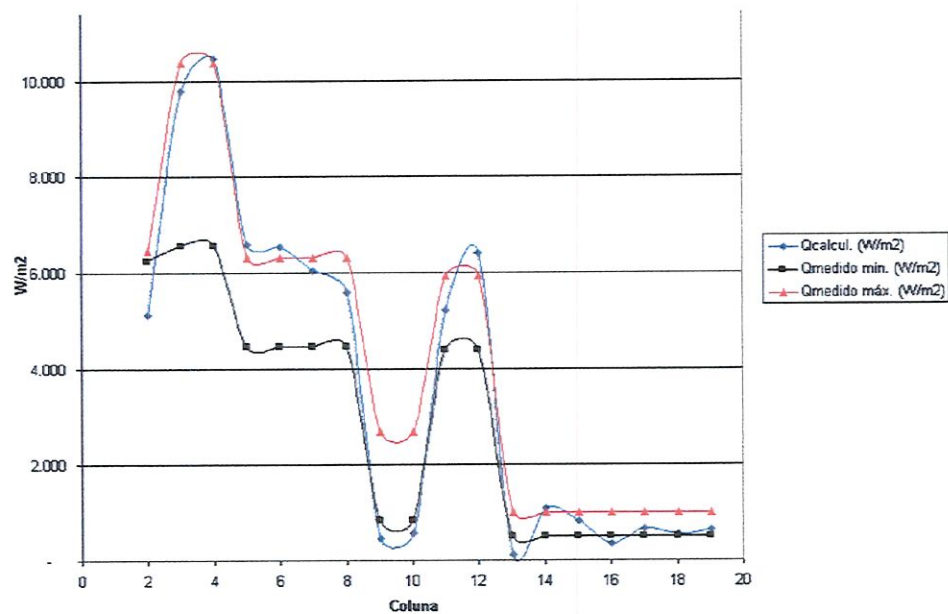


FIGURA 3.5.8 – Fluxo de calor calculado a partir do modelo proposto versus o fluxo de calor medido. Caso de secção transversal com barra coletora

3.6 – DISCUSSÃO DOS RESULTADOS

As isotermas obtidas e mostradas nas Figuras 3.5.5 e 3.5.6 apresentaram características qualitativas similares às encontradas em literatura para outras cubas. Isto é, concentração das isotermas entre os materiais refratários e isolantes, e os resultados foram linhas paralelas aos contornos da carcaça.

Nos trabalhos de AHMED et al. (1993), COCHRAN & KELLER (1992), BRUGGEMAN (1995) e VALLÉS & LENIS (1995) para cubas de tecnologia pre-baked, a isoterma de 800 °C posicionou-se na cabeceira do bloco de fundo. No presente trabalho, a referida isoterma também se apresentou na mesma posição.

Na secção transversal com barra coletora, observou-se o deslocamento das isotermas para o interior da secção transversal, devido à alta condutividade térmica do aço. A barra coletora funciona como uma aleta de extração de calor, resfriando o cátodo.

Na posição sobre a rampa de pasta fria¹, as isotermas de 700 e 800 °C posicionaram-se muito próximas à superfície do cátodo. Isto implicou no posicionamento também destas isotermas sobre a extremidade do bloco de fundo. Como já mencionado na Seção 1.4, a ocorrência das isotermas de 700 e 800 °C dentro dos blocos de fundo podem provocar a precipitação de fases sólidas do banho eletrolítico. Esta precipitação combinada com a tensão de compressão a qual o bloco está submetido durante a operação, podem levar ao aparecimento de trincas. A “subida” das isotermas foi causada pela espessa camada de banho sólido de 10 cm na extremidade do bloco de fundo.

As predições do modelo para perdas de calor para o meio representaram satisfatoriamente os resultados experimentais. Os desvios entre as curvas teóricas e experimentais foram sempre inferiores a 15% (aceitável para as dimensões de malha 10 x 20 usada). A acuracidade das predições do modelo pode ser melhorada através de refinamentos de malha e da consideração de mais pontos para a estimativa de gradientes térmicos nos contornos, além da consideração de efeitos de interface entre os vários materiais que compõem o domínio.

¹ Rampa de pasta fria. Pasta moldada na periferia do cátodo, entre o bloco de fundo e o bloco lateral.

3.7 – CONCLUSÕES E RECOMENDAÇÕES

O uso do MATBAB para solução numérica do problema proposto foi bastante adequado. O modelo pode ser capaz de se adaptar a diferentes tipos de secções transversais, e diferentes posições de perfil de banho solidificado.

A solução proposta para a solução do problema do cátodo atendeu as necessidades propostas no início do trabalho, isto é, pode-se simular diferentes posições, dimensões e propriedades dos materiais com o objetivo de se buscar melhores projetos visando ganhos no consumo de energia e vida útil das cubas.

Recomenda-se evitar durante a operação das cubas, ajustes de processo que aumentem a espessura de banho sólido sobre o bloco catódico. Recomenda-se adicionalmente mudanças no formato da seção transversal do cátodo (carcaça de aço) diminuindo a extensão da rampa do fundo do cátodo. A atual configuração de seção transversal combinada com espessuras de banho sólido sobre a extremidade do bloco de fundo, não permite o deslocamento das isotermas críticas para posições fora do bloco de fundo.

Recomenda-se para melhoria dos resultados do modelo:

- Refinamento da malha. Implica em aumentar o número de linhas e colunas da malha. Para este fim demanda-se a criação de uma rotina adicional para geração da matriz de coeficientes térmicos com entrada de dados com ferramenta gráfica;
- Aumento do número de medidas de temperatura nos contornos;
- Realização de medidas de temperatura no interior do cátodo visando o ajuste fino dos coeficientes térmicos dos materiais e eventual calibração do modelo;
- Consideração dos efeitos de interface entre diferentes materiais;
- Assumir modelagem tridimensional.

CAPÍTULO 4

DESENVOLVIMENTO DE MODELO TÉRMICO PARA CUBA ELETROLÍTICA PARA A PRODUÇÃO DE ALUMÍNIO - SOLUÇÃO PARA O PROBLEMA DO ÂNODO

4.1 - METODOLOGIA

A solução matemática para o ânodo foi encontrada através de formulação e uso de aproximações em diferenças finitas. As equação da conservação de energia foi discretizada pelo método do Volume de Controle, para por fim se encontrar a equação final com aproximação por diferenças finitas (ADF).

O problema estudado foi modelado em formulação bidimensional usando um sistema cartesiano de coordenadas. Considerou-se no desenvolvimento do modelo:

- Regime permanente;
- Geração interna de calor;
- Efeitos nulos das juntas entre materiais diferentes.

A predição de fenômenos de transporte de energia que ocorrem no ânodo foi feita utilizando métodos de investigação experimental e de cálculo teórico. Como investigações experimentais podemos citar a obtenção das medidas de temperaturas e de fluxo de calor em diversos pontos do ânodo na escala real. O Capítulo 2 desta Tese mostrou que os métodos de medição foram capazes de produzir resultados confiáveis para serem utilizados na calibração de modelos teóricos. A modelagem teórica também foi realizada, produzindo uma equação diferencial com solução numérica. O modelo desenvolvido pode permitir que se tenha respostas de questões como aumento de intensidade de corrente elétrica no ânodo, adequação de isolamentos laterais ou superiores (como por exemplo enclausuramento do ânodo), e mudanças na posição dos pinos de sustentação, com baixo custo e rapidez.

O seguinte modelo básico foi usado:

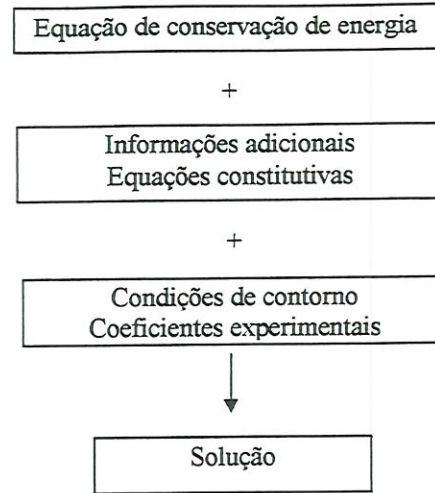


FIGURA 4.1.1 - Modelo básico para a solução do problema do ânodo

Obteve-se a solução numérica para um problema de condução de calor numa região retangular simplesmente conexa com geração interna de calor, usando sistema cartesiano de coordenadas. O domínio de interesse foi a região do corte transversal do ânodo da cuba. Devido à simetria do sistema, somente metade da secção transversal foi modelada. Na Figura 1.3.1 da Seção 1.3, pode-se identificar o ânodo como sendo a parte superior da cuba. A regularidade geométrica do domínio de interesse permitiu o uso do sistema cartesiano de coordenadas. Como mostrado na Seção 1.3, o ânodo é composto de material carbonáceo sustentado por um “casing” de aço e por pinos também de aço responsáveis pela condução de corrente elétrica para o ânodo. As condições de contorno na parte superior e laterais foram as temperaturas das superfícies do ânodo, e na parte inferior foi a temperatura do banho eletrolítico. Na linha de centro a condição de contorno foi fluxo de calor nulo, isto é:

$$\frac{dT}{dx} = 0$$

A equação governante usada no problema foi a equação da conservação de energia no sistema cartesiano de coordenadas abaixo:

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho T) = \frac{\partial}{\partial x} \left(\frac{k}{C_p} \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\frac{k}{C_p} \frac{\partial T}{\partial y} \right) + S^T \quad (4.1.1)$$

onde: S^T = Termo fonte

4.2 - DEFINIÇÃO DO DOMÍNIO DE TRABALHO

A geometria retangular do ânodo permitiu o uso acurado do sistema cartesiano de coordenadas. A Figura 4.2.1 mostra o domínio que foi trabalhado. O domínio é a metade da secção transversal do ânodo.

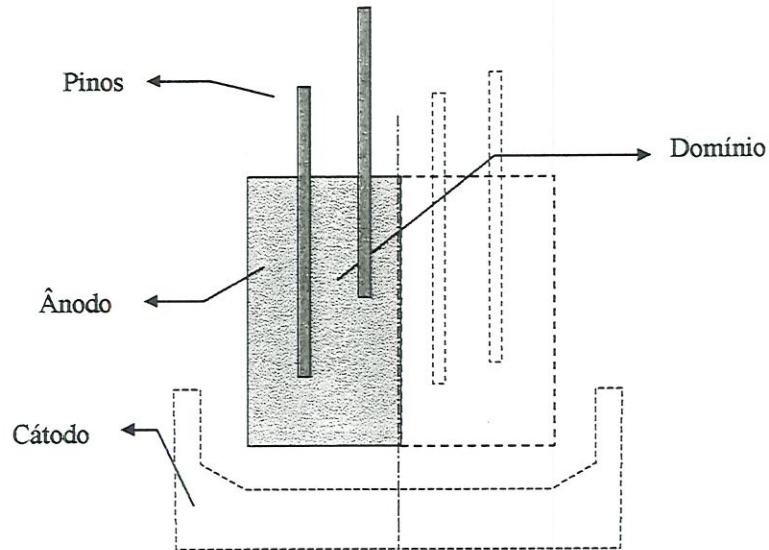


FIGURA 4.2.1 - Domínio a ser trabalhado

4.3 - DISCRETIZAÇÃO DA EQUAÇÃO DA CONSERVAÇÃO DA ENERGIA USANDO DIFERENÇAS FINITAS

Obteve-se a ADF para a equação governante aplicando-se o método do volume de controle. A Figura 4.3.1 mostra a discretização do domínio em volumes de controle, identificando um determinado volume de controle genérico de dimensões Δx por Δy .

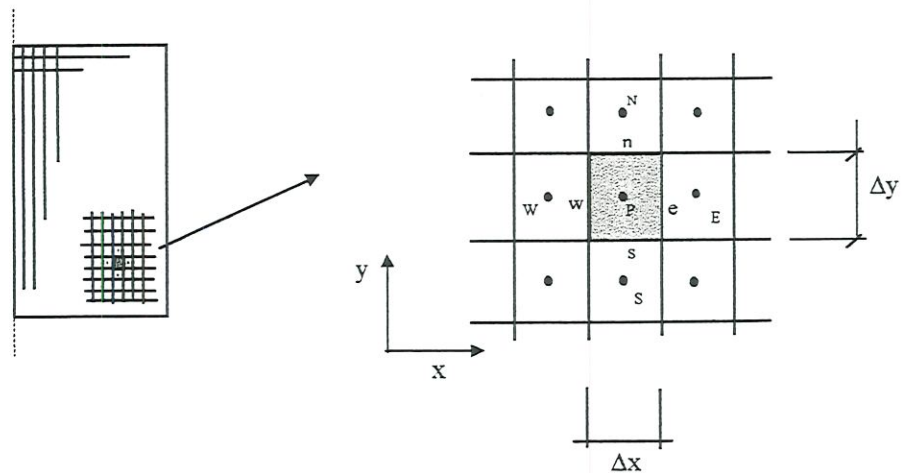


FIGURA 4.3.1 - Divisão do domínio em volumes de controle

Foram considerados volumes de controle de dimensões $\Delta x \times \Delta y$ de ponto P no centro, e lados n, s, e, e w, respectivamente para as faces norte, sul, leste e oeste. O ponto P tem como vizinhos os pontos N, S, E e W, respectivamente para os lados norte, sul, leste e oeste. A equação diferencial conservativa da energia para o ânodo é:

$$\frac{\partial(\rho T)}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left[\frac{k}{C_p} \left(\frac{\partial T}{\partial x} \right) \right] + \frac{\partial}{\partial y} \left[\frac{k}{C_p} \left(\frac{\partial T}{\partial y} \right) \right] + \dot{S}^T \quad (4.3.1)$$

Integrando-se (4.3.1) no espaço e no tempo para o volume de controle mostrado na Figura (4.3.1), obtém-se:

$$\int_{ys}^{yn} \int_{xw}^{xe} [(\rho T)^{t+\Delta t} - (\rho T)^t] dx dy = \int_t^{t+\Delta t} \int_{ys}^{yn} \left[\left(\frac{k}{C_p} \frac{\partial T}{\partial x} \right)_e - \left(\frac{k}{C_p} \frac{\partial T}{\partial x} \right)_w \right] dy dt + \int_t^{t+\Delta t} \int_{xw}^{xe} \left[\left(\frac{k}{C_p} \frac{\partial T}{\partial y} \right)_n - \left(\frac{k}{C_p} \frac{\partial T}{\partial y} \right)_s \right] dx dt + \int_t^{t+\Delta t} \int_{xw}^{xe} \int_{ys}^{yn} S^T dy dx dt \quad (4.3.2)$$

Onde t é o tempo ou nível iterativo e os subscritos e, w, s e n são os lados do volume de controle indicados na Figura 4.3.1.

Adotou-se o “Esquema de Diferenças Centrais”, ou seja :

$$\left(\frac{\partial T}{\partial x} \right)_e = \frac{T_E - T_P}{\Delta x} \quad (4.3.3)$$

$$\left(\frac{\partial T}{\partial x} \right)_w = \frac{T_P - T_W}{\Delta x} \quad (4.3.4)$$

$$\left(\frac{\partial T}{\partial y} \right)_n = \frac{T_N - T_P}{\Delta y} \quad (4.3.5)$$

$$\left(\frac{\partial T}{\partial y} \right)_s = \frac{T_P - T_S}{\Delta y} \quad (4.3.6)$$

Aproximando a Equação (4.3.2) em diferenças finitas, teremos:

$$\begin{aligned} \rho_p T_p^{n+1} \Delta x \Delta y - \rho_p T_p^n \Delta x \Delta y = & \left(\frac{k}{c_p} \right)_e^{n+\theta} \left(\frac{T_E - T_P}{\Delta x} \right)^{n+\theta} \Delta y \Delta t - \left(\frac{k}{c_p} \right)_w^{n+\theta} \left(\frac{T_W - T_P}{\Delta x} \right)^{n+\theta} \Delta y \Delta t + \\ & + \left(\frac{k}{c_p} \right)_n^{n+\theta} \left(\frac{T_N - T_P}{\Delta y} \right)^{n+\theta} \Delta x \Delta t - \left(\frac{k}{c_p} \right)_s^{n+\theta} \left(\frac{T_S - T_P}{\Delta y} \right)^{n+\theta} \Delta x \Delta t + \left(\dot{S}^T \right)^{n+\theta} \Delta x \Delta y \Delta t \end{aligned} \quad (4.3.7)$$

Onde, $(n + \theta)$ representa o tempo ou nível iterativo $(t + \Delta t)$. Assumindo formulação implícita $(\theta = 1)$, teremos então a seguinte ADF:

$$\begin{aligned} \rho_p T_p^{n+1} \cdot \frac{\Delta x \Delta y}{\Delta t} + A_p^* T_p^{n+1} = & A_e T_E^{n+1} + A_n T_N^{n+1} + A_w T_W^{n+1} + A_s T_S^{n+1} + \\ & + \left(\dot{S}^T \right)^{n+1} \Delta x \Delta y + \rho_p T_p^n \cdot \frac{\Delta x \Delta y}{\Delta t} \end{aligned} \quad (4.3.8)$$

Onde:

$$A_p^* = A_e + A_w + A_n + A_s \quad (4.3.9)$$

$$A_e = \left(\frac{k}{c_p} \right)_e^{n+\theta} \cdot \frac{\Delta y}{\Delta x} \quad (4.3.10)$$

$$A_w = \left(\frac{k}{c_p} \right)_w^{n+\theta} \cdot \frac{\Delta y}{\Delta x} \quad (4.3.11)$$

$$A_s = \left(\frac{k}{c_p} \right)_s^{n+\theta} \cdot \frac{\Delta x}{\Delta y} \quad (4.3.12)$$

$$A_n = \left(\frac{k}{c_p} \right)_n^{n+\theta} \cdot \frac{\Delta x}{\Delta y} \quad (4.3.13)$$

Definindo E como um fator de avanço no tempo, sendo que $0 < E < 1$:

$$E = \frac{\Delta t}{\rho_P \cdot \frac{\Delta x \Delta y}{A_P^*}} \quad (4.3.14)$$

A Equação (4.3.8) fica da seguinte forma:

$$T_P^{n+1}(1+E) \frac{A_P^*}{E} = A_e T_E^{n+1} + A_n T_N^{n+1} + A_w T_W^{n+1} + A_s T_S^{n+1} + \left(\dot{S}_P \right)^{n+1} \Delta x \Delta y + T_P^n \frac{A_P^*}{E} \quad (4.3.15)$$

$$\text{Fazendo } A_P = \frac{A_P^*}{E} (1+E), \quad (4.3.16)$$

Teremos:

$$T_P^{n+1} A_P = A_e T_E^{n+1} + A_n T_N^{n+1} + A_w T_W^{n+1} + A_s T_S^{n+1} + \left(\dot{S}_P \right)^{n+1} \Delta x \Delta y + T_P^n \frac{A_P^*}{E} \quad (4.3.17)$$

Como deseja-se a solução em regime permanente, não há necessidade em se trabalhar com Δt constante para todo ponto de malha. Portanto o fator de avanço E não precisará se ajustar para cada ponto da malha. Trabalhando-se com Δt variável, este passa a ser apenas uma variável de avanço iterativo.

4.4 - DETERMINAÇÃO DAS CONDIÇÕES DE CONTORNO – PROPRIEDADES FÍSICAS E TÉRMICAS

As condições de contorno para o presente modelo são para cuba em condições normais de operação, as temperaturas na superfície externa da carcaça do ânodo, as temperaturas do banho eletrolítico, da face do ânodo exposta ao ar sob o “manifold”¹, e temperaturas no topo do ânodo. Assim como no problema do cátodo, na linha de simetria do ânodo a condição de contorno foi $\delta T / \delta x = 0$, ou fluxo de calor nulo através da linha de centro.

4.4.1 – TEMPERATURAS DE CONTORNO

As leituras das temperaturas nas superfícies das chapas de aço e no topo do ânodo foram feitas usando um medidor óptico a laser. A Figura 4.4.1 esquematiza a posição de leitura das temperaturas. As temperaturas foram medidas ao longo da altura e largura do ânodo, sobre as linhas de topo e lateral mostradas na Figura 4.4.1. A Tabela 4.4.1 mostra os valores médios das leituras realizadas em 01/03/96 nas cubas 148, 149 e 150.

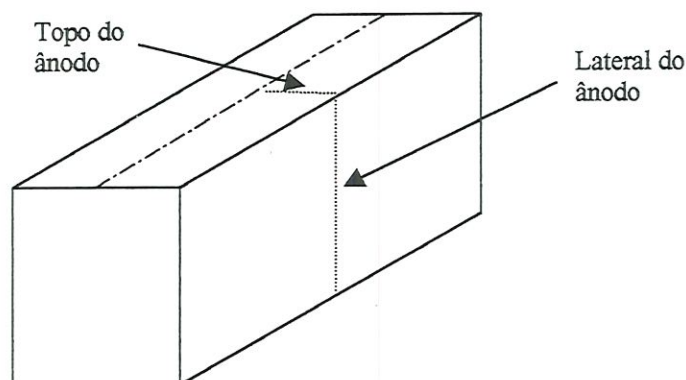


FIGURA 4.4.1 - Esquematização da posição de leitura de temperaturas no ânodo

Para a obtenção da temperatura do banho eletrolítico, usou-se termopares de imersão. Repetiu-se 5 leituras de temperaturas posicionando a ponta do termopar aproximadamente 20 cm abaixo do “deckplate” das 3 cubas em referência. A Tabela 4.4.2 mostra o resultado das medidas.

¹ Manifold. Saia de ferro fundido posicionada em volta do ânodo. Tem como função formar um canal de coleta dos gases formados pelo processo de eletrólise.

A Figura 4.4.2 mostra a secção transversal do ânodo com as temperaturas de contorno utilizadas no modelo. As temperaturas superficiais foram determinadas nas Cubas 148, 149 e 150 com um medidor óptico. Como condição de contorno para o modelo, considerou-se somente duas temperaturas laterais e três medidas no topo do ânodo, apesar de se Ter obtido medidas a cada 10 cm nas superfícies.

lateral (cm do topo)	Temper. (oC)	topo (cm da lateral)	Temper. (oC)
0	35	0	35
10	76	10	40
20	84	20	43
30	96	30	47
40	108	40	50
50	124	50	54
60	140	60	58
70	158	70	62
80	179	80	65
90	236	90	68
100	300	100	70

TABELA 4.4.1 – Temperaturas nas superfícies lateral e superior do ânodo

cuba	148	149	150	
Medida	T. Banho (°C)	T. Banho (°C)	T. Banho (°C)	
1	954	948	947	
2	953	950	944	
3	953	949	945	
4	956	948	946	
5	955	950	945	
média	954,2	949	945,4	949,5
desvio	1,2	0,9	1,0	1,0

TABELA 4.4.2 – Leitura de temperaturas do banho eletrolítico

O Apêndice V mostra a rotina de geração das matrizes Temperaturas de Contorno. A Figura 4.4.3 mostra o resultado da rotina.

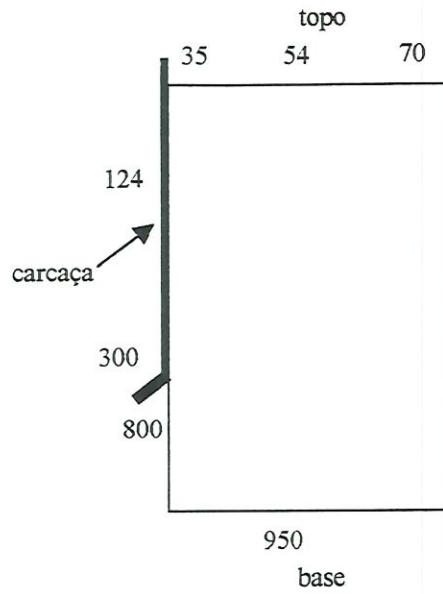


FIGURA 4.4.2 – Temperaturas de contorno usadas no modelo em °C

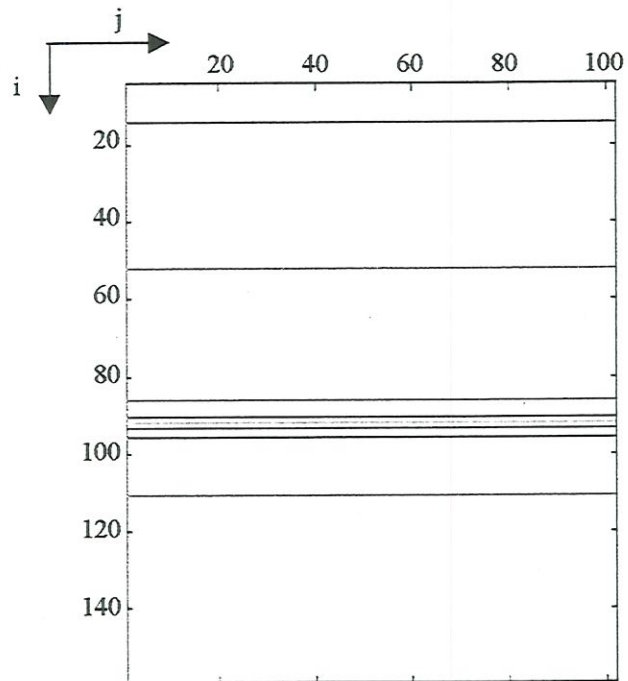


FIGURA 4.4.3 - Isotermas do ânodo a partir da Matriz Temperaturas de Contorno

4.4.2 - POSIÇÃO DA ABÓBODA COZIDA (BAKED DOME¹) DO ÂNODO

¹ Baked dome. Perfil que separa a parte sólida da parte pastosa do ânodo.

A pasta anódica submetida à temperaturas acima de 400 °C perde os voláteis do piche. Devido a isso, no interior do ânodo, gradativamente descendo do topo do ânodo até a face submersa no banho eletrolítico, observa-se uma mudança de fase pastosa para sólida.

O ânodo sólido (já cozido) possui propriedades muito diferentes das propriedades da pasta anódica.

A fim de se determinar a posição da abóbada cozida, mediu-se a posição da abóbada em 3 diferentes secções transversais em 4 cubas. A Tabela 4.4.3 e a Figura 4.4.4 mostram a posição da abóbada no ânodo. A mesma tabela também mostra as temperaturas do topo a 10 cm da superfície registradas no instante das medições da posição da abóbada.

DATA : 05/03/96 - Posição da abóbada cozida em cm												
CUBA	324 - CAV 55			349 - CAV 55			388 - CAV 45			344 - CAV 45		
POSIÇÃO	1/3	C	2/3	1/3	C	2/3	1/3	C	2/3	1/3	C	2/3
1	71	81	70	75	80	84	66	73	67	72	74	71
2	108	108	108	130	124	126	114	109	110	111	113	112
3	116	116	116	141	132	136	125	123	124	123	123	123
4	108	106	106	125	120	126	108	110	106	113	112	110
5	68	70	64	99	81	92	70	75	69	78	72	74
°C	162	187	188	234	218	199						
	164	178	192	252	235	214						

TABELA 4.4.3 - Medição da posição da abóbada cozida

4.4.3 - PROPRIEDADES TÉRMICAS E ELÉTRICAS DO ÂNODO

4.4.3.1 – PROPRIEDADES TÉRMICAS

Devido à complexidade do processo de cozimento de ânodos Soderberg, são poucas as fontes de informações para os valores de condutividade térmica dos materiais nos estados de transição pastosa para sólida. Para ânodos cozidos de tecnologia “pre-baked” onde a densidade é muito maior comparado à tecnologia Soderberg, FISHER & PERRUCHOUD (1992) publicaram valores entre 3,0 e 4,5 W/mK para os coeficientes de transferência de calor por condução para o ânodo cozido a 800 °C.

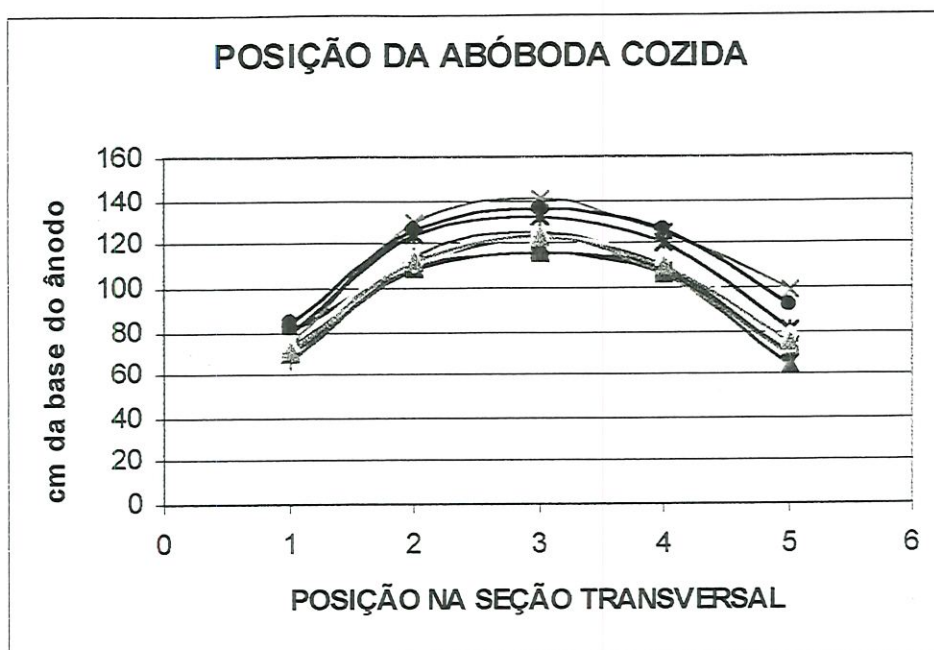


FIGURA 4.4.4 – Posição da abóboda cozida no ânodo

Estima-se que a porosidade do ânodo “Soderberg” é por volta de 5 até 10 vezes maior do que a do ânodo “pre-baked” devido ao processo diferenciado de cozimento. Desta forma, sabe-se que os valores de condutividade térmica a serem usados neste modelo devem ser menores do que os valores encontrados para a tecnologia “pre-baked”.

A Tabela 4.4.5 mostra os valores de condutividade térmica e de calor específico usados no modelo. Estes valores foram resultados obtidos após ajustes das isotermas no interior do ânodo a partir do confronto com valores reais medidos. Em outras palavras, adotou-se valores iniciais para os coeficientes térmicos e executou-se a rotina. Comparou-se as isotermas com os valores medidos experimentalmente e ajustou-se os valores dos coeficientes para se obter coincidência das isotermas previstas pelo modelo com as medidas no interior do ânodo.

POSIÇÃO	MATERIAL	k (W/mK)	C _p (J/KgK)
a	Pasta anódica com 28 % de piche	8	2
b	Ânodo cozido	8	1
c	Pasta anódica com menor percentual de piche	8	2
d	Ânodo cozido submerso no banho eletrolítico	10	1
e	Interface pasta - sólido	8	1
f	aço carbono a 25 °C	54	0,465
g	aço carbono a 900 °C	30	0,465

TABELA 4.4.5 – Coeficientes térmicos dos materiais do ânodo

A Figura 4.4.5 mostra as regiões de diferenciação dos materiais na secção transversal do ânodo .

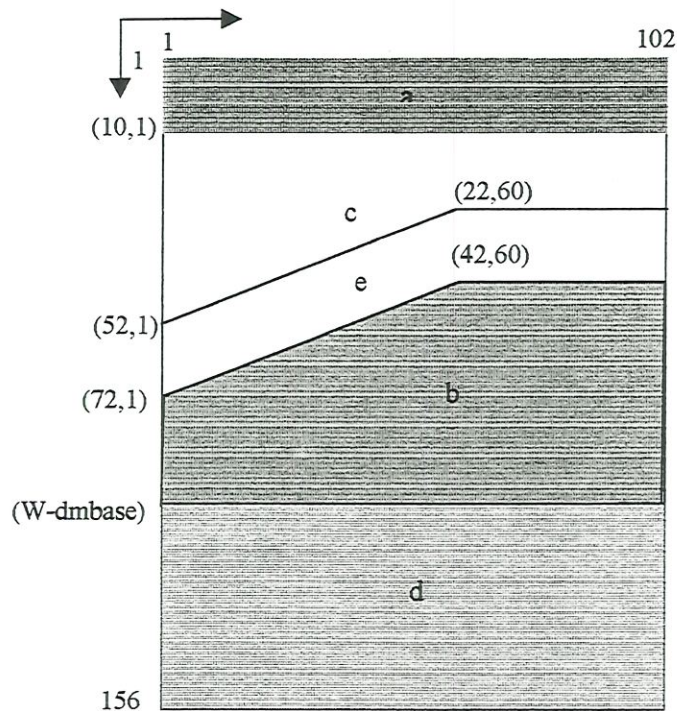


FIGURA 4.4.5 – Constantes térmicas do ânodo

O Apêndice V mostra a rotina numérica para geração da matriz de coeficientes térmicos dos materiais do ânodo.

A Figura 4.4.5 mostra os materiais do ânodo considerados inicialmente no modelo, posicionados sobre o domínio para a secção transversal sem pino. Apesar de o ânodo ser composto apenas de coque de petróleo calcinado e piche siderúrgico, as regiões foram diferenciadas na secção transversal devido ao fato de apresentar diferentes aspectos físicos e consequentemente diferentes propriedades.

A região “a” é descrita como zona de adição de briquetes¹. Nesta região a pasta anódica apresenta em alto percentual de piche. O ciclo de adição² é de 48 horas e o briquete escoava para formar um topo de ânodo plano em aproximadamente 24 horas após a adição. Cada adição de briquetes corresponde a aproximadamente uma camada de 3,4 cm. Na região de adição, em temperaturas acima de 100 °C, ocorre a evaporação dos voláteis do piche (Ponto de amolecimento = 110 °C). Nas posições abaixo do topo de ânodo ocorre a redução

¹ Briquetes. Pasta anódica solidificada em forma peletizada.

² Ciclo de adição de briquete. Período entre as tarefas de colocação de pasta no topo do ânodo.

do percentual de piche até por volta de 10 cm, quando a pasta ainda em estado pastoso começa a ser densificada pelo peso do briquete de adição. Na região “c” o percentual de piche na pasta já é menor que na zona “a”, mas ainda se observa volatilização do piche. O modelo considera a região “e” como uma região de transição entre o estado pastoso e o sólido. Nesta região ocorre a completa vaporização dos voláteis do piche.

As regiões “b” e “d” caracterizam-se por já estarem cozidas e em estado sólido. As propriedades térmicas e elétricas dos materiais nestas regiões se diferem acentuadamente das propriedades do ânodo pastoso.

O Algoritmo de geração da matriz de coeficientes térmicos fornece a opção de escolha da secção transversal desejada sem pino, com pino interno ou com pino externo. O algoritmo também oferece opção de ajuste da altura do pino, de acordo com o ciclo de descida dos pinos¹.

A condutividade térmica do aço em função da temperatura foram obtidas do METALS HANDBOOK (1987) . A Figuras 4.4.6 mostra a equação para condutividade térmica do aço SAE 1020 em função da temperatura que foi usada no modelo.

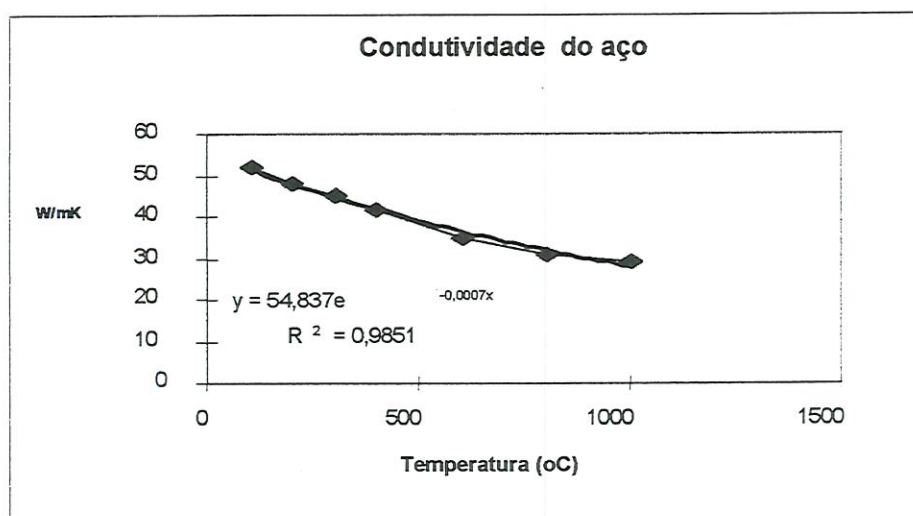


FIGURA 4.4.6 – Condutividade térmica do aço em função da temperatura

4.4.3.2 – PROPRIEDADES ELÉTRICAS

¹ Ciclo de descida dos pinos. Período em dias entre a posição mais alta e a mais baixa dos pinos. Em Poços de Caldas, este tempo é de 20 dias. O pino desce aproximadamente 1,7 cm / dia, conforme consumo do ânodo.

A resistividade elétrica do aço em função da temperatura foram obtidas do METALS HANDBOOK (1987) . A Figuras 4.4.7 mostra a equação para resistividade elétrica do aço SAE 1020 em função da temperatura que foi usada no modelo.

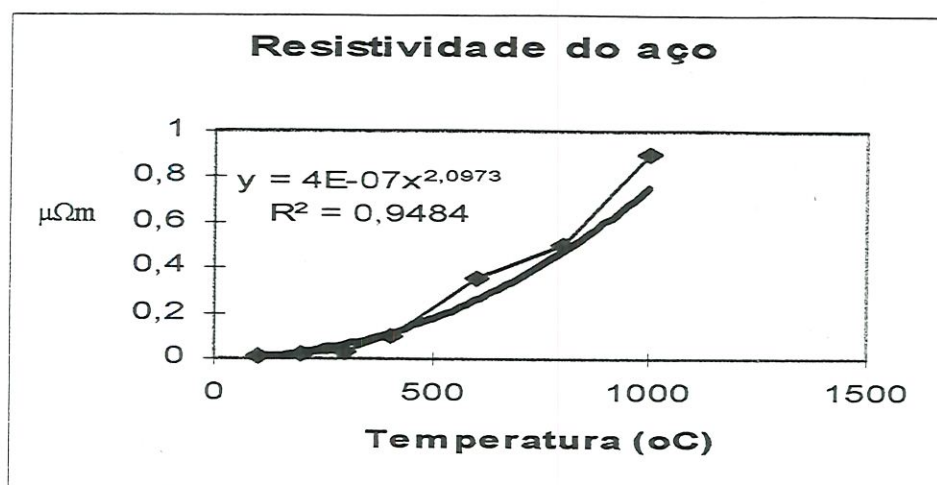


FIGURA 4.4.7 – Resistividade elétrica do aço em função da temperatura

A resistividade dos materiais carbonáceos decresce exponencialmente com o aumento da temperatura. No presente modelo adotou-se para o ânodo cozido resistividades de $1 \mu\Omega\text{.m}$ e $3 \mu\Omega\text{.m}$ para as temperaturas do ânodo de $950 \text{ }^\circ\text{C}$ e $800 \text{ }^\circ\text{C}$ respectivamente. A partir destes valores de resistividade p \hat{o} de-se construir a Matriz para o Termo Fonte, caracterizando a geração interna de calor por efeito “Joule”. A passagem de corrente pela base do ânodo provoca a transformação de energia elétrica em energia térmica.

A rotina de geração da Matriz Termo fonte pode ser vista no Apêndice V.

4.5 – SOLUÇÃO DO PROBLEMA DO ÂNODO

A técnica de solução utilizada foi a técnica ponto a ponto. Utilizou-se o Software Numérico MATLAB para a elaboração dos algoritmos de solução.

As seguintes considerações foram assumidas para a solução do problema do ânodo:

1. Simulação de situação em Regime Permanente;
2. Modelo de condução de calor com geração interna de calor;

3. Fronteira da lateral do ânodo posicionada na face interna da carcaça do ânodo (a carcaça ficou fora do domínio);
4. Inexistência de efeito de juntas ou juntas ideais entre materiais.

4.5.1 – ISOTERMAS DO ÂNODO

O Algoritmo Temperaturas Internas do Ânodo mostrado no Apêndice V resolve usando Diferenças Finitas o problema, calculando as temperaturas em todos os pontos da malha. Adicionalmente o algoritmo possui a rotina para a geração do termo fonte. A matriz termo fonte é gerada a partir de outra matriz de resistividade dos materiais posicionados abaixo dos pinos de aço no ânodo.

O resultado da solução do problema é mostrado nas Figuras 4.5.1 e 4.5.2 as quais mostram as isotermas geradas para os casos com secção transversal sem pino, e com pino externo com 10 dias pós levantamento do pino.

Durante a execução das rotinas para a solução do problemas das temperaturas do ânodo, não se registraram problemas de convergência, como observado no problema da geração da malha no sistema transformado para a solução do problema do cátodo.

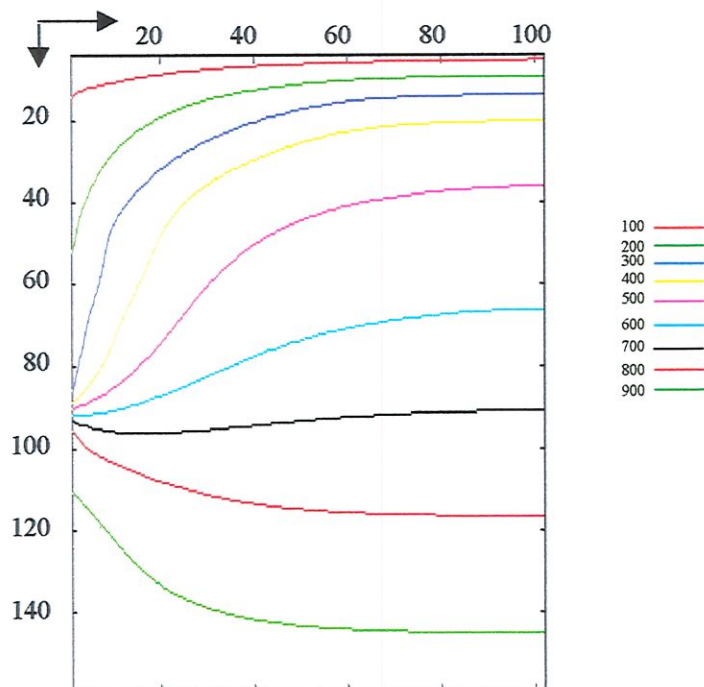


FIGURA 4.5.1 - Isotermas do ânodo. Caso sem pino.

4.5.2 – COMPARAÇÃO DAS PREDIÇÕES DO MODELO COM DADOS EXPERIMENTAIS

Nesta seção faz-se uma comparação das previsões do modelo com dados experimentais.

4.5.2.1 – TEMPERATURAS INTERNAS

Com o objetivo de se obter as temperaturas no interior do ânodo durante a operação da cuba, fixou-se termopares no corpo de dois pinos anódicos. Um externo e outro interno próximos à linha de centro transversal do ânodo.

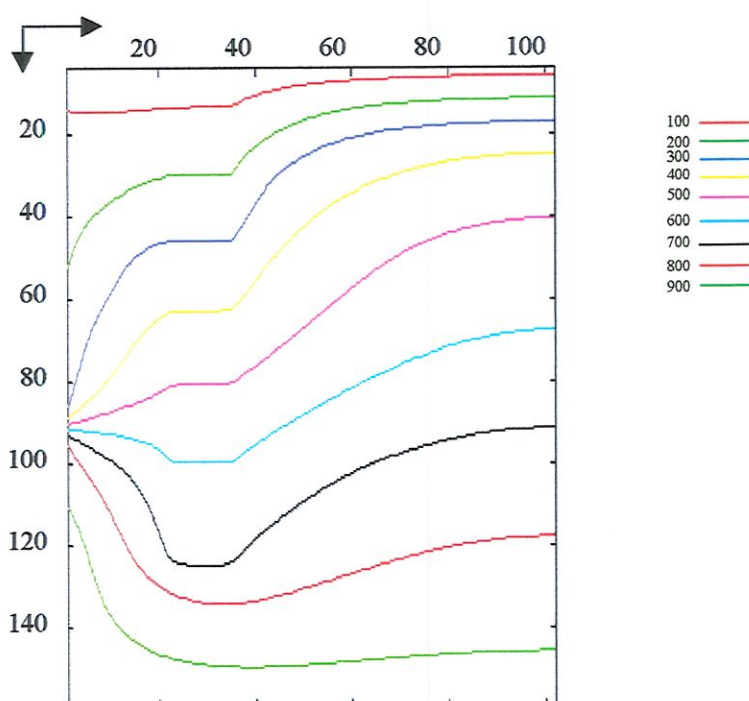


FIGURA 4.5.2 - Isotermas do ânodo. Caso com pino externo e 10 dias pós levantamento.

A Tabela 4.5.1 e a Figura 4.5.3 mostram o resultado das leituras de temperatura. Os termopares foram presos por cintas de aço. Com a descida dos pinos durante o processo eletrolítico, pôde-se medir as temperaturas em diversas alturas no interior do ânodo. Foram registradas também as distâncias da ponta do pino até a base do ânodo durante as leituras de temperatura. Estes valores de temperatura foram usados para a calibração do modelo, isto é possibilitou o ajuste dos coeficientes térmicos dos materiais do ânodo “Soderberg”.

TEMPERATURAS INTERNAS DO ANODO
(termopar posicionado na ponta do pino)

dia	data	y (cm)	pino 18	pino 13
			Text (°C)	Tint (°C)
1	06/01/96	65,3	690	708
2	07/01/96	63,5	692	715
3	08/01/96	61,7	715	735
4	09/01/96	59,9	755	742
5	10/01/96	58,1	762	748
6	11/01/96	56,3	770	755
7	12/01/96	54,5	772	757
8	13/01/96	52,7	780	766
9	14/01/96	50,9	785	777
10	15/01/96	49,1	819	779
11	16/01/96	47,3	828	788
12	17/01/96	45,5	831	789
13	18/01/96	43,6	846	793
14	19/01/96	41,8	837	803
15	20/01/96	40	832,5	808
16	21/01/96	38,2	858	813
17	22/01/96	36,4	865	828
18	23/01/96	34,6	884	832
19	24/01/96	32,8	903	849
20	25/01/96	31	910	872

TABELA 4.5.1 - Temperaturas no interior do ânodo

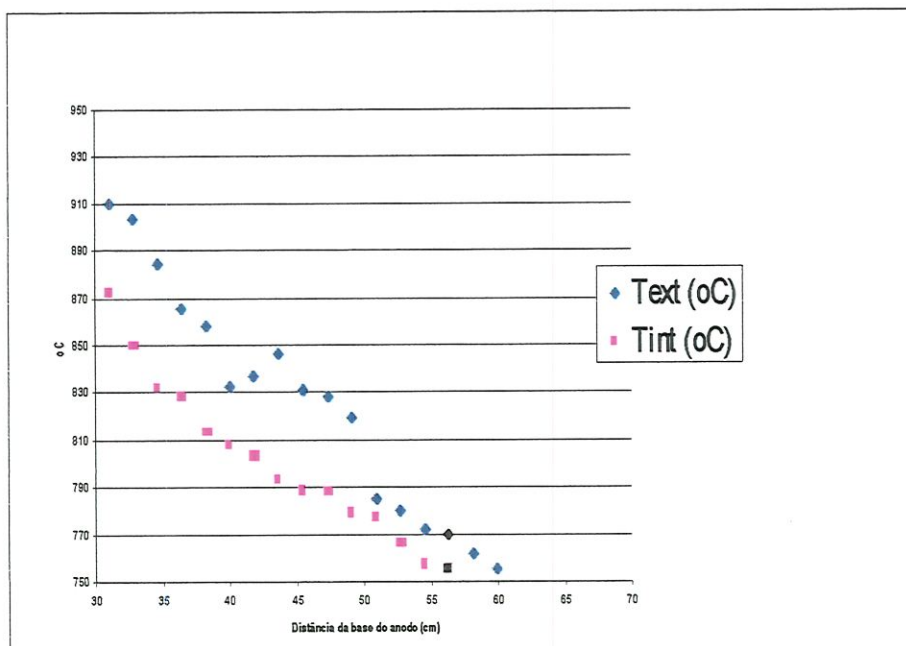


FIGURA 4.5.3 - Temperaturas no interior do ânodo

A Tabela 4.5.2 compara as temperaturas internas medidas no ânodo com os resultados estimados pelo modelo. A Figura 4.5.4 mostra a variação entre os resultados.

TEMPERATURAS INTERNAS DO ANODO MEDIDAS X ESTIMADAS

i	j = 23		j = 66	
	Pino externo Text.Medida (°C)	Text.Modelo (°C)	Pino interno Tint.Medida (°C)	Tint.Modelo (°C)
91	690	679	708	710
93	692	699	715	720
94	715	709	735	725
96	755	728	742	735
98	762	745	748	744
100	770	761	755	752
102	772	774	757	760
103	780	781	766	764
105	785	793	777	771
107	819	804	779	778
109	828	814	788	785
111	831	824	789	792
112	846	829	793	796
114	837	838	803	803
116	832,5	846	808	810
118	858	854	813	817
120	865	861	828	825
121	884	865	832	828
123	903	872	849	835
125	910	878	872	842

TABELA 4.5.2 – Comparação entre temperaturas internas do ânodo medidas e estimadas pelo modelo

4.5.2.2 – FLUXO DE CALOR PELAS LATERAIS

Nesta Seção compara-se os fluxos de calor medidos no ânodo às predições do modelo. O presente modelo possui informações suficientes para o cálculo do fluxo de calor em todos os pontos da malha, já que as informações de temperaturas e coeficientes de condução de calor foram calculados para todos os pontos.

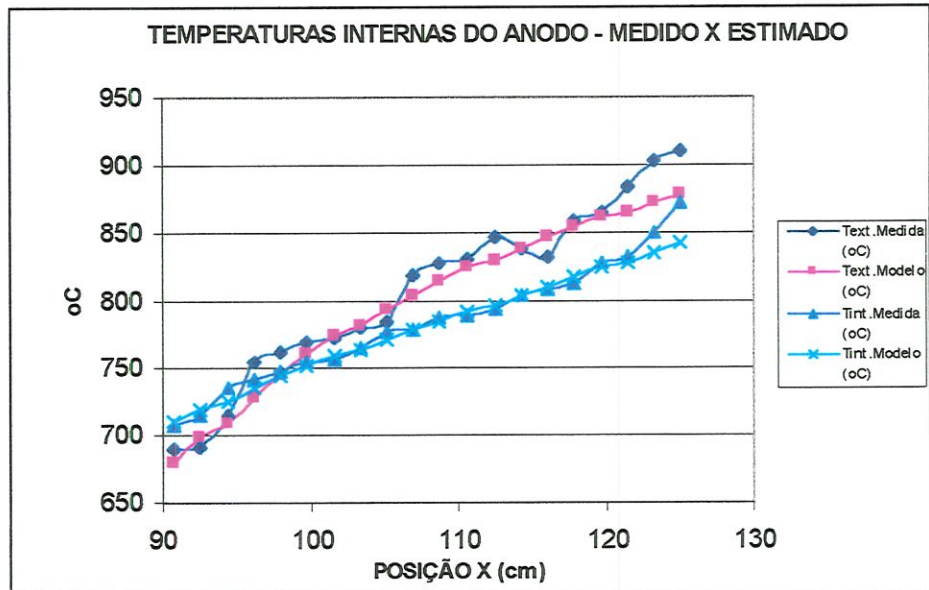


FIGURA 4.5.4 – Comparação entre temperaturas internas do ânodo medidas e estimadas pelo modelo

Usando-se as temperaturas da primeira e terceira colunas, calculou-se o fluxo de calor perpendicular à carcaça do ânodo utilizando-se os coeficientes de condutividade térmica usados na modelagem, e a distância entre os pontos em referência. Os valores de fluxo de calor calculados pelo modelo foram comparados com os valores de fluxo de calor máximo e mínimo medidos pelos transdutores em algumas posições na superfície da carcaça do ânodo. Os valores medidos na Cuba 185 e 337 foram usados para a comparação dos dados.

Adotou-se o seguinte modelo para a predição de fluxo de calor:

$$\dot{q} = -k \frac{dT}{dx}$$

O Apêndice VII mostra a tabela que mostra os fluxos de calor obtidos ao longo da lateral da carcaça do ânodo em centímetros do topo. A Figura 4.5.5 compara os valores de fluxo de calor resultantes do modelo com os valores medidos pelos equipamentos de medição de fluxo de calor.

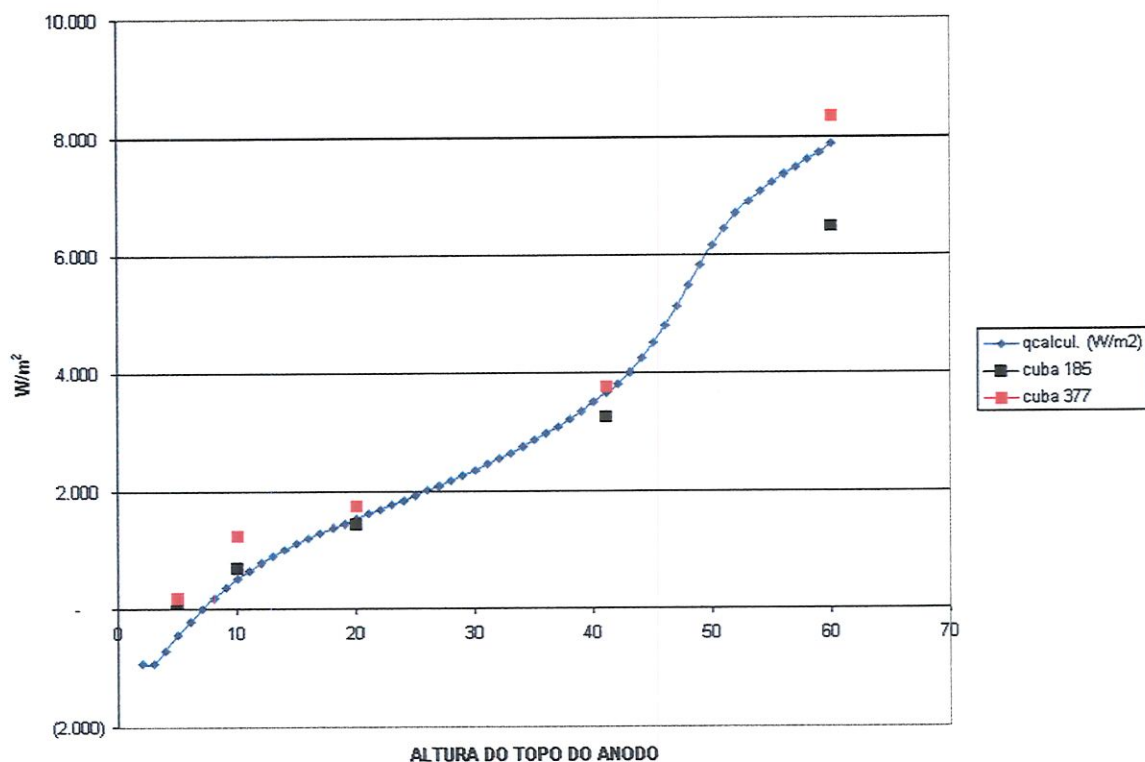


FIGURA 4.5.5. Comparação dos fluxos de calor medidos na lateral da carcaça do ânodo versus valores preditos pelo modelo

4.6 – DISCUSSÃO DOS RESULTADOS

Os resultados obtidos pelo modelo na posição do pino interno se aproximaram mais dos valores medidos comparados aos resultados estimados na posição do pino externo. Nas duas posições observou-se que as temperaturas estimadas para as posições mais próximas ao banho estão mais baixas do que os valores medidos. Algum ajuste adicional dos coeficientes térmicos naquela posição poderá melhorar os resultados. Ainda haveria a necessidade de se criar uma zona adicional na base do ânodo para se diferenciar o material em contato com o banho líquido. Uma medição de fluxo de calor mais intensiva ao longo da lateral do ânodo permitiria uma melhor definição da faixa de variação no fluxo de calor real da cuba nesta posição.

Procurou-se reportar os resultados do modelo conforme proposta inicial, considerando pequenos ajustes nos valores de propriedades físicas obtidas na literatura, como os coeficientes térmicos. É bastante factível que se consiga melhores resultados para o modelo proposto trabalhando-se em cada região do ânodo de forma mais detalhada.

Os resultados obtidos pelo modelo foram altamente satisfatórios, obtendo-se a previsão de temperaturas em qualquer ponto no interior do ânodo “Soderberg”.

4.7 – CONCLUSÕES E RECOMENDAÇÕES

Como conclusão, pôde-se afirmar que a solução para o problema do ânodo através do modelo proposto atendeu aos objetivos propostos.

O modelo desenvolvido tem capacidade de simular diferentes situações de operação da cuba, tais como:

- Ânodo mais alto ou alargado, que são requisitos para melhoria da densidade cozida do ânodo e aumento da corrente de operação da cuba, respectivamente;
- Ânodo com isolamentos laterais ou superiores, ambos requisitos para diminuição de perdas térmicas e em consequência diminuição do consumo de energia da cuba;
- Três tipos possíveis de secções transversais e vinte posições diferentes para os pinos anódicos.

Desta forma, conclui-se que o presente modelo desenvolvido constitui-se em ferramenta importante para engenheiros de processo com a missão de melhorar a performance do ânodo Soderberg durante a operação da cuba eletrolítica.

Como oportunidade de melhoria do modelo do ânodo, recomenda-se o cálculo das propriedades dos materiais, como a resistividade elétrica e as propriedades térmicas como função das temperaturas calculadas, isto é, adicionando mais um processo iterativo.

CAPÍTULO 5

CONCLUSÕES E RECOMENDAÇÕES

5.1 – CONCLUSÕES E RECOMENDAÇÕES

O equipamento de medição de fluxo de calor existente em Poços de Caldas mostrou-se uma ferramenta eficaz para engenheiros de processo na busca da otimização de projetos de cubas eletrolíticas. Os erros de medição podem ser minimizados pelo aperfeiçoamento do sistema de medição. Recomenda-se a aquisição de equipamentos de medida de fluxo de calor já calibrados e de menor peso, colocados comercialmente no mercado a partir de 1990. O equipamento existente em Poços é de fácil construção, mas apresenta a desvantagem de ter maior peso e difícil manuseio. Os equipamentos comerciais apresentam a desvantagem de serem mais frágeis e de alto custo.

A técnica de geração de malhas generalizadas usada para a construção do modelo de condução de calor para o cátodo foi adequada para o caso das cubas eletrolíticas, já que o formato do cátodo é modificado pelo formato da carcaça de aço e pelo formato do banho sólido. Os resultados do modelo de condução de calor para o problema do cátodo foram comparados aos resultados na literatura. As perdas de calor para o ambiente preditas pelo modelo foram satisfatoriamente comprovadas pelos resultados experimentais. Desta forma, a solução proposta para o problema do cátodo foi considerada satisfatória para ser usada como ferramenta para o estudo de melhoria de performance de cátodos na indústria de alumínio.

Recomenda-se, como realizado no caso do ânodo, a instalação de termopares no interior do cátodo para checagem da posição das isoterms e melhor validação do modelo. Recomenda-se também uma malha mais fina a ser usada para a solução do problema do cátodo. Para tanto, recomenda-se a criação de uma rotina com recursos gráficos para acelerar a geração da matriz de coeficientes térmicos.

A solução para o problema do ânodo foi considerada completa, isto é, explorou todas as situações de operação do ânodo e teve um refinamento de malha adequado. Os resultados foram bastante satisfatórios, quando comparados com os valores medidos no interior do

ânodo. As perdas de calor pela lateral do ânodo previstas pelo modelo apresentaram boa concordância com os resultados experimentais. Conclui-se que o modelo é uma importante ferramenta de apoio para estudos de melhoria da performance do ânodo.

5.2 – CONTRIBUIÇÃO DESTA TESE

O melhor conhecimento dos projetos do cátodo por meio dos balanços térmicos das cubas e o desenvolvimento do modelo bidimensional, conduziram e/ou sustentaram mudanças no projeto do cátodo das cubas de Poços de Caldas, que colaboraram com a diminuição de falhas em cubas com idade prematura (< 1000 dias) e para o aumento da vida das cubas. A Figura 5.2.1, mostra o indicador não financeiro Vida Útil das Cubas do Plano Operacional da ALCOA Alumínio Poços de Caldas, destacando os valores reais mensais para o ano de 1998.

O melhor conhecimento do ânodo através do modelo de condução de calor bidimensional, mostrando a posição das isotermas, sustentou mudanças de projeto ocorridas em Poços de Caldas nos últimos 3 anos, que colaboraram com melhorias significativas nos resultados de performance do ânodo e em consequência resultados de performance das cubas.

Registrou-se um aumento progressivo na vida das cubas a partir de 1995, com resultados de 1555 dias até 1990 dias em 1998. Espera-se valores maiores do que 2000 dias para o ano de 1999. As Figuras 5.2.2 e 5.2.3 mostram a evolução dos indicadores Problemas de Ânodo e Produção de Alumínio.

5.3 – SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

- Aquisição de equipamento de medição de fluxo de calor disponíveis no mercado (produzido no Japão), medição de balanço térmico das cubas em paralelo com o equipamento existente em Poços, para análise de acuracidade;
- Refino da malha para o modelo do cátodo com criação de rotina para automatizar a geração da matriz de coeficientes térmicos;
- Instalação de termopares no interior do cátodo para ajuste dos coeficientes térmicos dos materiais e calibração fina do modelo;

- Estudo de modelos tridimensionais, combinando várias soluções bidimensionais para o ânodo e para o cátodo;
- Simulação de situações variadas de isolamento externo do ânodo e do cátodo.

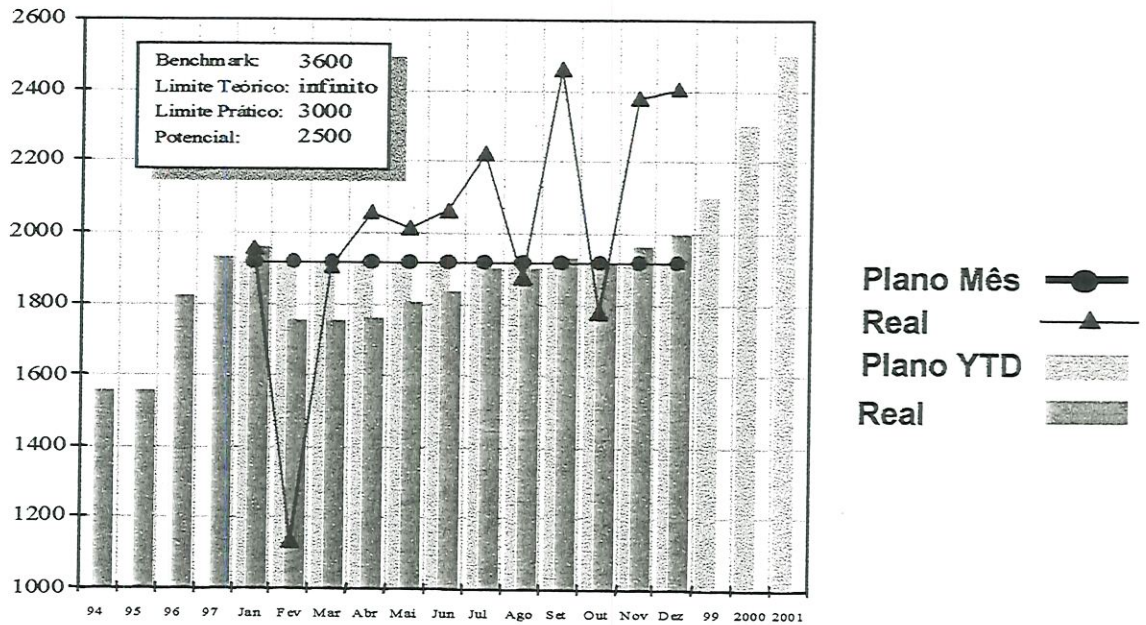


FIGURA 5.2.1 – Indicador não financeiro Vida útil das cubas

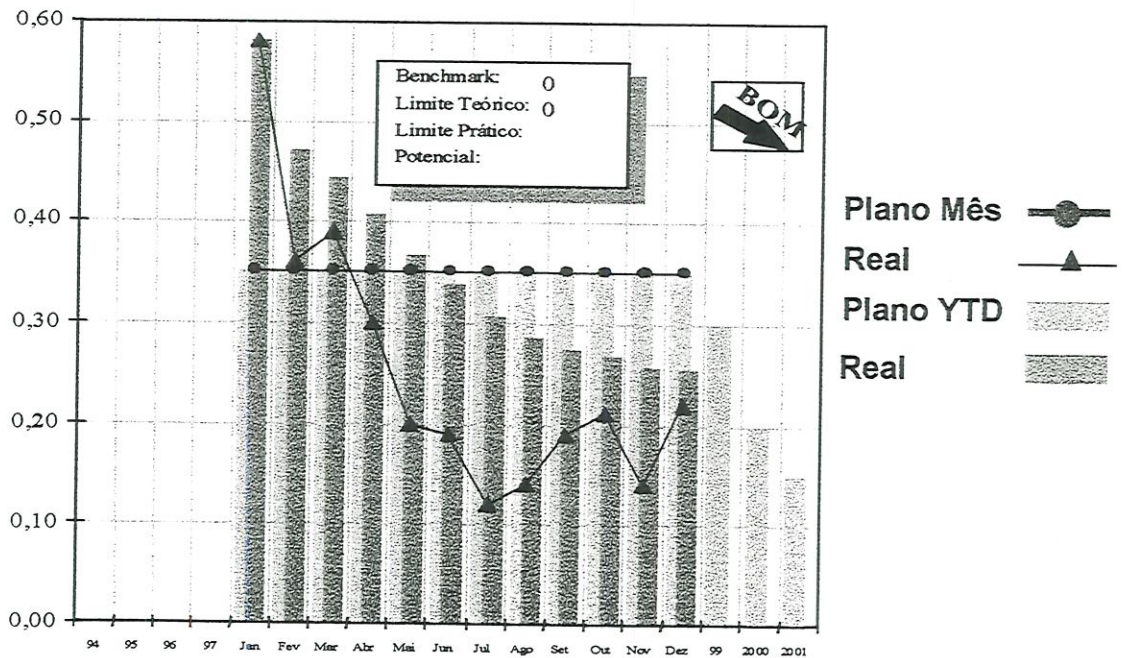


FIGURA 5.2.2 – Indicador não financeiro Problemas de Ânodo

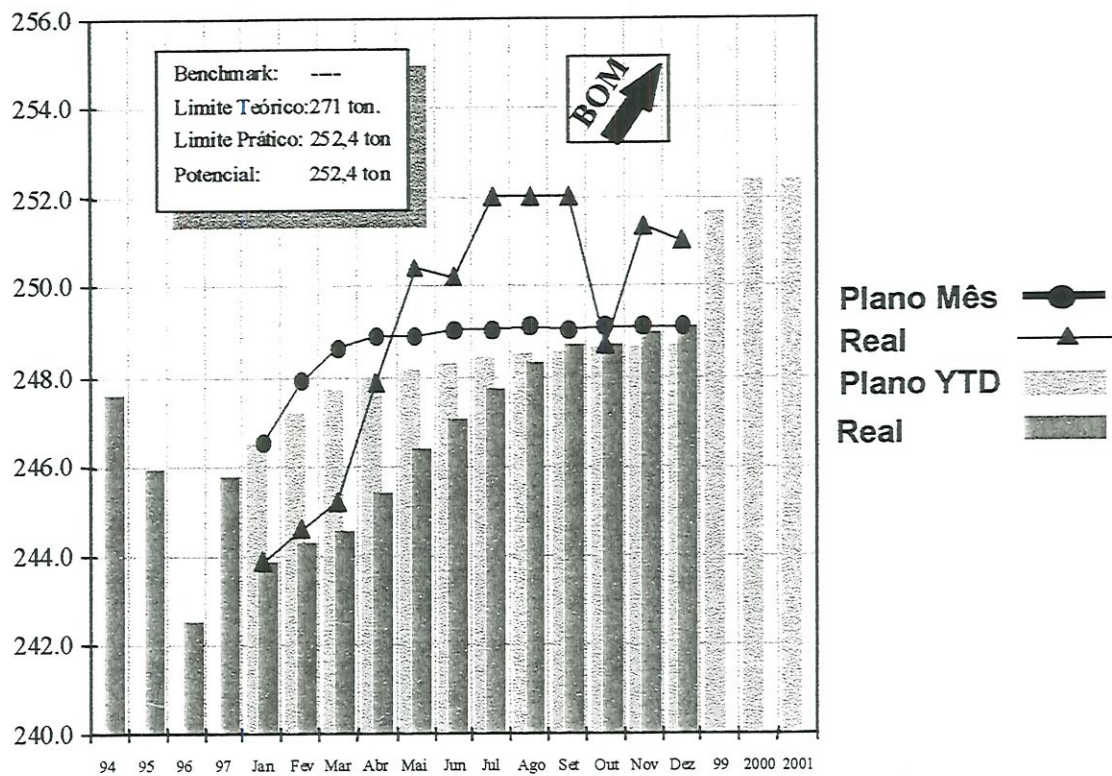


FIGURA 5.2.3 – Evolução do indicador Produção de Alumínio

ANEXOS

ANEXO A

AVALIAÇÃO DO SISTEMA DE CALIBRAÇÃO DOS MEDIDORES DE FLUXO DE CALOR

O método de fixação dos transdutores foi avaliado, como mostram as Tabelas A1 e A2 construídas por SWANSIGER (1993). A Tabela A1 descreve 18 diferentes formas de se fixar um transdutor no prato de calibração. No Teste 0, o fixador original do prato foi usado. Nos Testes # 1 e # 2, um fixador magnético padrão foi usado. Nos Testes de # 3 até # 5, um ponteiro foi usado para fixar o transdutor. Nos Testes # 6 até # 15, diferentes pesos foram colocados sobre o fixador do prato. Nos testes #16 até # 18, um fixador de parafuso foi usado. Neste experimento, somente um único transdutor foi utilizado, com somente um “setpoint” do equipamento de calibração, isto é, potências de alimentação dos resistores do prato constantes.

A coluna # 5 mostra a colocação ou não de um dissipador térmico de alumínio (bloco) sobre o transdutor. A coluna # 6 mostra a colocação ou não de um isolamento lateral do transdutor. A coluna # 7 mostra o peso adicional sobre o transdutor.

A Tabela A2 mostra os resultados dos testes descritos. Na coluna # 13, temos os resultados do fator de calibração do transdutor em questão (CTD). Estatisticamente não se notou diferença entre o valor encontrado no teste # 0 com o restante dos valores.

ANEXO B

TRANSFORMAÇÃO DO JACOBIANO POR APROXIMAÇÕES EM DIFERENÇAS
FINITAS

$$J = \frac{\partial \xi}{\partial x} \cdot \frac{\partial \eta}{\partial y} - \frac{\partial \xi}{\partial y} \cdot \frac{\partial \eta}{\partial x}$$

Fazendo:

$$\frac{\partial \xi}{\partial x} = \frac{\partial y}{\partial \eta} \cdot J$$

$$\frac{\partial \eta}{\partial y} = \frac{\partial x}{\partial \xi} \cdot J$$

$$\frac{\partial \xi}{\partial y} = \frac{\partial x}{\partial \eta} \cdot J$$

$$\frac{\partial \eta}{\partial x} = \frac{\partial y}{\partial \xi} \cdot J$$

Teremos:

$$J = J^2 \left(\frac{\partial y}{\partial \eta} \frac{\partial x}{\partial \xi} - \frac{\partial x}{\partial \eta} \frac{\partial y}{\partial \xi} \right)$$

E portanto:

$$J = \frac{1}{\frac{\partial y}{\partial \eta} \frac{\partial x}{\partial \xi} - \frac{\partial x}{\partial \eta} \frac{\partial y}{\partial \xi}}$$

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

AHMED, H. A. et al. (1993). Development of a thermal model for pre baked aluminum reduction cells at the Aluminum Company of Egypt (Egyptalum), *Light Metals*, p. 375 - 378.

AHMED, H. A. et al. (1994). Prediction of the thermal aspects of Egyptalum prototype high amperage pre-baked aluminum reduction cells. *Light metals*, p. 333 - 338.

ANTILE, J.P. et al. (1995). Effects of current increase on aluminium reduction cells. Alusuisse-Lonza Services LTD. Research and Development Center. *Light Metals* 1995, p. 315 - 321.

ARAI, K.; YAMAZAKI, K. (1975). Heat balance and thermal losses in advanced pre baked anode cells. TMS paper selection paper n. A75-7.

ARITA, Y.; URATA, N.; IKEUCHI, H. (1978). Estimation of frozen bath shape in an aluminum reduction cell by computer simulation. *Light metals*, p 59 - 72.

BEARNE, G.; JENKIN, A. (1995). Impact of cell geometry on cell performance. *Light Metals*, P 375 - 380.

BERMUDEZ, A. et al. (1993). Numerical solution of a three dimensional thermoelectric problem taking place in an aluminum electrolytic cell. *Computer methods in applied mechanics and engineering*, v 106, n 1 - 2, p 129 - 142, Jul 1993.

BEQUONOV, A. I. et al. (1995). Effect of the electrolyte level on metal losses in industrial aluminum cells. *Light Metals*.



- BURGMAN, J. W.; SIDES, P. J. (1987). Mass transfer at the hall cell cathode. *Light metals*, p 233 - 238.
- BOIVIN, R. F. et al. (1985). Cathode collector bar temperature and current pick up. *Light Metals*, p 625 - 635.
- BRANT, A.C.F. (1988). Tecnologia de produção de alumínio pelo processo Hall-Hérout – Desenvolvimento para otimização do uso de energia elétrica. *Metalurgia – ABM*, Vol 44, n° 363.
- BRUGGEMAN, J.N.; DANKA, D. J. (1993). HTBal2d Users Manual, Version 1.0. ALCOA Tech. Center.
- BRUGGEMAN, J. N. (1995). A pot heat balance modeling tool for potroom engineers. PDS Report No 09-95-26.
- BRUGGEMAN, J. N.; DANKA, D. J. (1990). Two dimensional thermal modeling at the Hall Hérout Cell. *Light Metals*, p 203.
- BRYAN, K.; CAUDILL, L. F. J. (1996). An inverse problem in thermal imaging. *Society for Industrial and Applied Mathematics*. p 715 - 735.
- CERNAK, L.; KAFKA, R.; NOVAK, M. (1979). Mathematical model of freeze formation of electrolysis cell. *Light Metals*.
- CHANG, I. S. (1993). Adaptive, unstructured, finite element, multimaterial, thermal analysis. *Journal of spacecraft and rockets*, v 30 n 1 Jan-Feb p 43 - 50.
- CHAN, K.; SASVINELL, R. F. (1991). Modeling calculations of an aluminum-air-cell. *Journal of the electromechanical society* v 138 n 7, p 1976 - 1984.
- CHEN, J. J. J.; THOMSON, S.; WEI, C. C.; WELCH, B. J.; TAYLOR, M. P. (1994). A study of cell ledge heat transfer using an analogue ice-water model. *Light metals*, p 285 - 293.
- COCHRAN, C. N.; KELLER, R. (1992). Thermodynamic calculation on the reactions of air in Hall Herout pot lining. *Light Metals*, p 549 - 556.

- DOEBELIN, E. O. (1976). Measurement Systems - Application and Design, revised edition.
- DUPUIS, M. (1994). Thermo electric analysis of the Grande Baie aluminum reduction cell. Light Metals, p 399 - 342.
- E1-RAGHY, S.M.; ELREFAIE, F. A. (1991). Numerical and experimental investigations of temperature distribution in aluminum pots with prescribed boundary conditions. Light Metals, p 399 - 403.
- EK, A.; FLADMARK, G. E. (1973). Simulation of thermal electrical and chemical behavior of an aluminum cell on a digital computer. Light metals, p 85 - 104.
- FISHER, D.C. (1984). Heat Loss Measurements and analysis of Poços de Caldas S-100 Soderberg Pots. ALCOA, report 6-84-11.
- FRASER, K. et al. (1990). Electrolyte heat and mass transport process in Hall Herout electrolysis cells. Light Metals, p 221 - 226.
- GAN, Y.R.; THONSTAD, J. (1990). Heat transfer between molten and solid cryolite bath. Light Metals p 421 - 427.
- GARDON, R. (1953). An instrument for the direct measurement of intense thermal radiation. Rev. Sci. Instr., p. 366.
- GOMES, A.G.M. (1987). Redução do consumo de energia na Redução I de Aratu da ALCAN através de aumento do isolamento catódico e alargamento do anodo. Metalurgia ABM vol 43 n° 357, p 512.
- GRJOTHEIM, K.; WELCH, B.J. (1980). Aluminum Smelter Technology . A pure and applied approach. Aluminum-Verlag GMBH. Dusseldorf.
- HAUPIN, W. E. (1971). Calculating thickness of containing walls frozen from melt. Light Metals, p 188 - 194.

HAUPIN, W. E.; LUFFY, J. W. (1977). Construction and calibration of rugged heat flow meters. *Light metals*, p 125 – 132.

HOU, T. X. et al. (1995). Numerical model for improving anode stub design in aluminum smelting process. *Light Metals*.

INCROPERA, FRANK P.; WITT, DAVID P. (1992). *Fundamentos de transferência de calor e massa*. Editora Guanabara/ Koogan – 3ª edição.

IVANOV, V. T. et al (1988). Mathematical simulation of the thermal and electrical fields in aluminum cells. General model of heat and current flow in electrochemical systems and methods to analyse this model. *Soviet Electrochemistry (english translation of Elektro-Khimiia)* v 23 n 11, p 1458 - 1563.

JOHANSSON, S.F. (1995). Chemical process in cathode refractories and insulation during pot life. *Light Metals* P.S.

JOHNSON, A. R. (1978). Metal pad velocity measurement in aluminum reduction cells. *Light metals*, p 45 – 58.

JOHNSON, A. R. (1988). Modeling of aluminum extraction technology. *Journal of metals* v 40 n 10. p 11 - 13.

KATO, C.R.; BORIM A. J.; RAMOS, M. R. (1996). Modernização de cubas eletrolíticas Soderberg S100 para a produção de alumínio. Congresso da Associação Brasileira de Alumínio.

KLINE, S. J. (1985). The purposes of uncertainty analysis. *Journal of Fluids Engineering*, p 158.

KOLBOROV, M. A.; YANKO, E. A. (1967). Peculiarities in the convective heat transfer by the melt in aluminum converters of high capacity. *Trudy VAMI No 60, Leningrad*.

KRYUKOVSKY, V. A.; SCHERBININ, S.A. (1992). Mathematical modeling of heat transfer in pots lining materials for production on non-ferrous metals. *Light Metals*, p 557 - 562.

LAURIA, A. T.; VADLA, J. J. (1972). The effect of graphite sidewalls on ledge thickness in aluminum reduction pots. Light metals, p 783 - 791.

LLAVONA, M. A et al. (1990). Density, hardness and thermal conductivity of hall heroult crusts. Light Metals p 429 - 437.

LIU, X. et al. (1992). Crust formation and deterioration in industrial cells. Light Metals, p 489 - 494.

LOURENÇO, E.J. (1989). Heat Balance at S-100 Soderberg Pot 377. ALCOA Alumínio S.A. Poços de Caldas – BR.

LUFFY, J.W.; HAUPIN, W.E. (1972). Improved Design Heat Flow Meter, ALCOA Research Laboratories, report 2-72-2 .

LUFFY, J.W. (1974). Heat balances Mosjoen and Lista - Norway, ALCOA Research Laboratories, report 6-74-15.

MARTINS, L.B.C. (1986). Revisão do estágio atual da tecnologia do processo Hall-Hérout. Metalurgia ABM, Vol 42 n° 342.

MALISKA, CLOVIS R. (1995). Transferência de calor e mecânica dos fluidos computacional, fundamentos e coordenadas generalizadas. Editora Afiliada.

MCMINN, C. (1987). Energy balance of aluminum reduction cells. TMS paper selection paper, n° A75-4 , 1975. METALS HANDBOOK, p. 567.

MILIOLI, F.E. (1985). Solução numérica de problemas bidimensionais de conexão natural em cavidades arbitrárias. Florianópolis. Dissertação (Mestrado) - Universidade Federal de Sta. Catarina.

MITTAG, J.; BERNHAUSER, E. (1990). Properties of cathode carbon blocks after 10 years of operation. Light Metals P.S. 119, p 533 - 537.

NIKITENKO, N. I. et al. (1991). A numerical method to solve heat conduction problems for bodies. INZHENEMO - FIZICHESKII ZHURWAL, v 61, n 5, p 851 - 857.

OHTA, T.; MATSUSHITA, T. (1984). Thermal analysis of Soderberg pots. Light metals , p 689 - 699.

ORMAN, Z.; KOLENDA, Z.; DONIZAK, J. (1979). The mathematical model of heat transfer in aluminum cell. Light Metals.

PFUNDT, H.; VOGELSANG, D. (1989). Calculation of the crust profile in aluminum reduction cells by thermal computer modeling. Light Metals p 371 - 377.

PAINTER, R.G. (1986). Heat flow transducer calibration plate. Report 6-86-20, ATC ALCOA - USA.

RAITHBY, G. D.; TORRANCE, K. E. (1974). Upstream weighted differencing schemes and their application to elliptic problems involving fluid flow. Computer and fluids, v.2, p. 191-206.

SANTOS, T.D.S. (1986) . Um século de processo Hall/Herout de produção de alumínio. Metalurgia ABM, Vol 42 n° 342 pg 295.

SEGATZ, M. et al. (1993). Modeling of transient Magneto-hydrodynamic phenomena in Hall Herout cells. Light Metals, p 361 - 368.

SCHIMIDT, H. et al. (1985). Heat losses of different pots. Light metals, p 609 - 624.

SELEGHIN, P. J. (1992). Solução de equações diferenciais por diferenças finitas. Publicação 15/92, EESC USP, São Carlos.

SOLHEIM A.; THONSTAD, J. (1983). Heat transfer coefficients between bath and side ledge in aluminum cells – Model experiments. Light metals, p 425 – 435.

SOLHEIM, A.; THONSTAD, J. (1987). Model experiments of mass transfer at the electrolyte - gas interface in aluminum cells. Light metals, p 239 – 245.

SORLIE, M.; GRAN, H.; OYE, H. A. (1995). Property changes of cathode lining materials during cell operation. *Light Metals*, P.S.

SORLIE, M.; OYE, H. A. (1989). Evaluation of cathode materials properties relevant to the life of Hall Héroult cells. *Journal of applied electrochemistry*, v 19 n 4, p 580-588.

SULMONT, B.; HUDAULT, G. (1973). Application of a thermo electrical model to the investigation of reduction cell thermal equilibrium. *Light metals*, p 73 – 86.

SURANA, K. S.; ORTH, N. J. (1990). Three dimensional curved shell element based on completely hierarchical p-approximation for heat conduction in laminated composites. *ASME Petroleum Division (Publication) P. D. v 32*, New York USA, p 287 - 301.

SWANSINGER, T. G. (1993). Process Potential Study on the calibration of Hall Cell Heat Flux Transducers. *ALCOA Tech. Center*, report 06-93-79.

TABSH, I.; DUPUIS, M. (1995). Modeling of aluminum reduction cells using finite element analysis techniques. *Light Metals*, P.S..

TAGHAVI, K.; ALTENKIRCH, R. A. (1989). Approximate method for transient conduction in arbitrary shaped solids with a volumetric heat source. *Journal of thermo physics and heat transfer* v 3 n 2, Apr p 228 - 231.

TAYLOR, A. E.; MANN, W. R. (1972). *Advanced calculus*. John Wiley & Sons Inc..

TAYLOR, M. P. et al. (1983). Influence of changing process conditions on the heat transfer during the early life of an operating cell. *Light metals*, p 437 - 447.

TAYLOR, M. P.; WELCH, B. J. (1985). Bath freeze heat transfer coefficients: Experimental determination and industrial application. *Light metals*, p 781 - 789.

THONSTAD, J.; ROLSETH, S. (1983). Equilibrium between bath and side ledge in aluminum cells – Basic principles. *Light metals*, p 415 – 424.

TSYMBALOV, S. et al. (1995). Aluminum cell cavity shape optimization. *Light Metals*.

VALLES, A.; LENIS, V.; RAO, M. (1995). Prediction of ledge profile in Hall Herout cells. Light Metals, P. S..

WITTNER, H. (1976). How to influence the energy consumption by ledge profile and metal pad. Light metals, p 49 , p 55.

WYLEN, G. J.; SONNTAG, R. E. (1992). Fundamentos da termodinâmica clássica. Editora Edgar Blucher Ltda, 3ª edição, 1993. ZHAO, H. et al, Influence of environmental temperature on energy balance of electrolysis cells. Light Metals, p 468 - 470.

ZHUANG, Y.; ZHANG, O. (1991). Numerical simulation of flow in aluminum reduction cells. Journal of Hydrodynamics v 3 n 1, p 11-15.

ZHUXIAN, Q. (1988). Energy savings in aluminum electrolysis (With emphasis on energy balance). Light metals, p 591 - 602.

OBRAS CONSULTADAS

ARAÚJO, CELSO de, Transmissão de calor. Editora LTC AS, 2ª edição.

ARPACI, VEDAT S., Conduction heat transfer.

PATANKAR, S. V., Numerical heat transfer and fluid flow. Series in computational methods in mechanics and thermal sciences, W. J. Minkowycz Editors, 1980.

GOMES, A. G. M. (1997). Redução do consumo de energia nas reduções da Alcan Alumínio do Brasil. Minérios & Minerais, pág. 39 – 41.

APÊNDICE I

BALANÇO TÉRMICO DAS CUBAS ELETROLÍTICAS DE POÇOS DE CALDAS

ALCOA ALUMÍNIO SA

POÇOS DE CALDAS OPERATION BRAZIL

Dat 10/7/95

Pot 185 Pot volta 4,9

Temp.(oC 967

Des PR00007 %CE : 92

Line ampe 1E+05

Est. Volta 0,2

Thermal Losses calculation:

E AI = (%CE/100)*(A+B)*(%CO-2*%CO2) E AI 2

%CO = (200*G - 2*%CI %CO = 38

%CO 2 = 100 - %CO %CO2 = 62

G = 1,19

A = %CO2 * (3,6985 + 0,00 A = 258

B = %CO * (2,2993 + 0,002 B = 88

Q = I * (Ecell - Eext - EAI)

Q (Kw 316

Fin factor

Vertical

Horiz. Up

Horiz. Down

55o

EQUAÇÕES FIN FACTOR

Vertical	0,53985+0,001237*T
Horiz. Up	0,50356+0,0012162*T
Horiz. Down	0,41031+0,0011664*T
55o	0,51401+0,0012998*T

EQUAÇÕES PARA CTD

1	6,3717-0,026566*uV+5,9193*10^-5*uV^2
3	5,0358-0,036031*uV+0,00011389*uV^2
4	4,2782-0,022627*uV+7,6007*10^-5*uV^2
5B	3,4187-0,014932*uV+4,6991*10^-5*uV^2

SIDE WALL BACK

TD	Pos.	T(oC	uY	A(sq	CTD	Fin	kw/	Kw
	1/3							
5B	5"	289	794	5,96	3	0,90	0,6	3,8
5B	10"	312	1044	4,35	3,3	0,93	0,9	4,1
1	16"	162	540	4,75	3,6	0,74	0,4	2
5B	22"	195	590	6,18	2,3	0,78	0,3	1,9
<i>Center</i>								
4	5"	278	589	5,96	3,8	0,88	0,6	3,5
1	10"	299	618	4,35	3,7	0,91	0,6	2,7
1	16"	252	541	4,75	3,4	0,85	0,5	2,2
4	22"	151	390	6,18	2,6	0,73	0,2	1,3
<i>2/3</i>								
5B	5"	283	753	5,96	3	0,89	0,6	3,5
5B	10"	325	1024	4,35	3,5	0,94	1	4,3
1	16"	193	540	4,75	3,4	0,78	0,4	2
5B	22"	133	235	6,18	2,3	0,70	0,1	0,7

32

SIDE WALL FRONT

TD	Pos.	T(oC	uY	A(sq	CTD	Fin	kw/	Kw
	1/3							
	5"			5,96		0,54	0	0
	10"			4,35		0,54	0	0
	16"			4,75		0,54	0	0
	22"			6,18		0,54	0	0
<i>Center</i>								
	5"			5,96		0,54	0	0
	10"			4,35		0,54	0	0
	16"			4,75		0,54	0	0
	22"			6,18		0,54	0	0
<i>2/3</i>								
	5"			5,96		0,54	0	0
	10"			4,35		0,54	0	0
	16"			4,75		0,54	0	0
	22"			6,18		0,54	0	0

32

GUSSETS SIDE WALL - UPPER - BACK

TD	Pos.	T(oC	uY	A(sq	CTD	Fin	kw/	Kw	
4	1 / 3	202	468	7,81	2,8	0,79	0,3	2,3	
3	Mid	196	444	7,81	2,3	0,78	0,2	1,9	
5B	2 / 3	218	570	7,81	2,4	0,81	0,3	2,5	
ROUND PLATES							0,54	0	0

6,7

GUSSETS SIDE WALL - UPPER - FRONT

TD	Pos.	T(oC	uY	A(sq	CTD	Fin	kw/	Kw	
	1 / 3			7,81		0,54	0	0	
	Mid			7,81		0,54	0	0	
	2 / 3			7,81		0,54	0	0	
ROUND PLATES							0,54	0	0

6,7

CRADLES SIDEWALL BACK

TD	Pos.	T(oC)	uV	A(sq)	CTE	Fin	kwf	Kw
	1 / 3							
4	A	130	235	6,39	2,6	0,70	0,1	0,8
4	B	148	250	13	2,6	0,72	0,1	1,8
3	CS	192	502		2,3	0,78	0,3	0
CS = contact area								
	Mid							
3	A	108	332	6,39	2,5	0,67	0,2	1
3	B	126	276	13	2,3	0,70	0,1	1,7
1	C	169	357		3,6	0,75	0,3	0
	2 / 3							
1	A	143	213	6,39	3,8	0,72	0,2	1,1
5B	B	169	345	13	2,2	0,75	0,2	2,2
5B	CS	208	635		2,3	0,80	0,3	0

8,6

DECKPLATE BACK (horiz Down)

TD	Pos.	T(oC)	uV	A(sq)	CTE	Fin	kwf	Kw
4	1 / 3	205	540	4,03	2,8	0,6	0,3	1,2
4	head center	163	460	1,28	2,6	0,6	0,2	0,3
4	corner	129	325	1,28	2,6	0,6	0,1	0,2
1	Mid	183	354	4,03	3,5	0,6	0,2	0,9
5B	2 / 3	203	615	4,03	2,3	0,6	0,3	1,1
1	head center	153	255	1,28	3,7	0,6	0,2	0,2
1	corner	123	201	1,28	4	0,6	0,1	0,2

4

DECKFACE BACK (vert.)

TD	Pos.	T(oC)	uV	A(sq)	CTE	Fin	kwf	Kw
5B	1 / 3	161	600	3,22	2,2	0,74	0,3	0,9
5B	head center	125	215	4,11	2,3	0,69	0,1	0,4
3	Mid	145	444	3,22	2,2	0,72	0,2	0,7
1	2 / 3	148	330	3,22	3,7	0,72	0,3	0,8
3	head center	125	159	4,11	2,3	0,69	0,1	0,3

3,2

CRUST BACK

TD	Pos.	T(oC)	uV	A(sq)	CTE	Fin	kwf	Kw
5B	1 / 3	162	315	14,3	2,2	1	0,2	2,9
5B	head	167	295	11,5	2,2	1	0,2	2,2
3	Mid	174	200	14,3	2,2	1	0,1	1,8
3	2 / 3	223	250	14,3	2,7	1	0,2	2,8
1	head	168	131	11,5	3,6	1	0,1	1,6

11

CRADLES SIDEWALL FRONT

TD	Pos.	T(oC)	uV	A(sq)	CTE	Fin	kwf	Kw
	1 / 3							
	A			6,39		0,54	0	0
	B			13		0,54	0	0
	CS					0,54	0	0
CS = contact area								
	Mid							
	A			6,39		0,54	0	0
	B			13		0,54	0	0
	C					0,54	0	0
	2 / 3							
	A			6,39		0,54	0	0
	B			13		0,54	0	0
	CS					0,54	0	0

8,6

DECKPLATE FRONT (horiz Down)

TD	Pos.	T(oC)	uV	A(sq)	CTE	Fin	kwf	Kw
	1 / 3			4,03		0,4	0	0
	head center			1,28		0,4	0	0
	corner			1,28		0,4	0	0
	Mid			4,03		0,4	0	0
	2 / 3			4,03		0,4	0	0
	head center			1,28		0,4	0	0
	corner			1,28		0,4	0	0

4

DECKFACE FRONT (vert.)

TD	Pos.	T(oC)	uV	A(sq)	CTE	Fin	kwf	Kw
	1 / 3			3,22		0,54	0	0
	head center			4,11		0,54	0	0
	Mid			3,22		0,54	0	0
	2 / 3			3,22		0,54	0	0
	head center			4,11		0,54	0	0

3,2

CRUST FRONT

TD	Pos.	T(oC)	uV	A(sq)	CTE	Fin	kwf	Kw
	1 / 3			14,3		1	0	0
	head			11,5		1	0	0
	Mid			14,3		1	0	0
	2 / 3			14,3		1	0	0
	head			11,5		1	0	0

11

MANIFOLD BACK

TD	Pos.	T(°C)	uY	A(sq)	CTD	Fin	kw	Kw
4	1 / 3	255	1012	7,49	3,4	0,86	0,9	6,5
4	p mar	239	280	2,44	3,2	0,7	0,2	0,4
3	hd pla	148	280	4,88	2,2	0,7	0,1	0,6
4	hd ma	196	770	3,16	2,7	0,78	0,5	1,5
head top				0,98		0,4	0	0
head h.plate				1,96		0,5	0	0
3	Mid	368	1330	7,49	7,2	1,00	2,8	21
5B	p mar	243	350	2,44	2,6	0,7	0,2	0,4
5B	hd pla	151	266	4,88	2,2	0,7	0,1	0,6
1	2 / 3	244	660	7,49	3,4	0,84	0,6	4,2
1	p mar	228	130	2,44	3,4	0,7	0,1	0,2
1	hd pla	144	117	4,88	3,8	0,7	0,1	0,4
5B	hd ma	202	733	3,16	2,3	0,79	0,4	1,2
head top				0,98		0,4	0	0
head h.plate				1,96		0,5	0	0

39

MANIFOLD FRONT

TD	Pos.	T(°C)	uY	A(sq)	CTD	Fin	kw/s	Kw
1 / 3				7,49		0,54	0	0
top manif.				2,44		0,4	0	0
hold plate				4,88		0,5	0	0
head manif.				3,16		0,54	0	0
head top				0,98		0,4	0	0
head h.plate				1,96		0,5	0	0
Mid						0,54	0	0
top manif.						0,4	0	0
hold plate						0,5	0	0
2 / 3						0,54	0	0
top manif.						0,4	0	0
hold plate						0,5	0	0
head manif.						0,54	0	0
head top						0,4	0	0
head h.plate						0,5	0	0

39

END WALL 2/3

TD	Pos.	T(°C)	uY	A(sq)	CTD	Fin	kw	Kw
Front								
1	10"	149	186	4,4	3,7	0,72	0,1	0,6
5B	20"	144	520	4,4	2,2	0,72	0,2	1,1
1	35"	93	81	4,82	4,4	0,65	0,1	0,3
Center								
4	10"	201	535	4,4	2,8	0,79	0,3	1,5
1	20"	149	320	4,4	3,7	0,72	0,3	1,1
3	35"	85	208	4,82	2,8	0,64	0,1	0,5
Back								
4	10"	168	345	4,4	2,6	0,75	0,2	0,9
	20"			4,4		0,54	0	0
	35"			4,82		0,54	0	0

7,5

END WALL 1/3

TD	Pos.	T(°C)	uY	A(sq)	CTD	Fin	kw/s	Kw
Front								
5B	10"	193	540	4,4	2,3	0,78	0,28	1,2
5B	20"	128	423	4,4	2,3	0,70	0,2	0,9
3	35"	270	95	4,82	3,6	0,87	0,09	0,4
Center								
5B	10"	213	830	4,4	2,4	0,80	0,46	2
4	20"	146	416	4,4	2,6	0,72	0,23	1
1	35"	99	130	4,82	4,3	0,66	0,11	0,5
Back								
3	10"	191	490	4,4	2,3	0,78	0,26	1,1
	20"			4,4		0,54	0	0
	35"			4,82		0,54	0	0

8,6

GUSSETS SHELL END 2/3 BACK

TD	Pos.	T(°C)	uY	A(sq)	CTD	Fin	kw	Kw
CENTER								
4	belt	110	177	2,29	2,7	0,68	0,1	0,2
4	superior	156	291	6,25	2,6	0,73	0,2	1
4	inferior	73	87	6,25	3	0,63	0	0,3
1	horizontal	117	17	2,71	4,1	0,5	0	0
CORNER								
	belt			2,29		0,54	0	0
	superior			4,17		0,54	0	0
	inferior			4,17		0,54	0	0
	horizontal			2,71		0,4	0	0

1,6

GUSSETS SHELL END 2/3 FRONT

TD	Pos.	T(°C)	uY	A(sq)	CTD	Fin	kw/s	Kw
CENTER								
	belt			2,29		0,54	0	0
	superior			6,25		0,54	0	0
	inferior			6,25		0,54	0	0
	horizontal			2,71		0,4	0	0
CORNER								
	belt			2,29		0,54	0	0
	superior			4,17		0,54	0	0
	inferior			4,17		0,54	0	0
	horizontal			2,71		0,4	0	0

1,6

GUSSETS SHELL END 1/3 BACK

TD	Pos.	T(°C)	uY	A(sq)	CTD	Fin	kw	Kw
CENTER								
5B	belt	114	290	2,29	2,3	0,68	0,1	0,3
5B	superior	126	31	6,25	2,3	0,70	0	0,1
4	inferior	90	108	6,25	2,8	0,65	0,1	0,4
3	horizontal	156	331	2,71	2,2	0,6	0,1	0,3
CORNER								
	belt			2,29		0,54	0	0
	superior			4,17		0,54	0	0
	inferior			4,17		0,54	0	0
	horizontal			2,71		0,4	0	0

1,1

GUSSETS SHELL END 1/3 FRONT

TD	Pos.	T(°C)	uY	A(sq)	CTD	Fin	kw/s	Kw
CENTER								
	belt			2,29		0,54	0	0
	superior			6,25		0,54	0	0
	inferior			6,25		0,54	0	0
	horizontal			2,71		0,4	0	0
CORNER								
	belt			2,29		0,54	0	0
	superior			4,17		0,54	0	0
	inferior			4,17		0,54	0	0
	horizontal			2,71		0,4	0	0

1,1

COLLECTOR BAR BACK

TD	Pos.	T(°C)	uV	A(sq)	CTD	Fin	kw	Kw
	1 / 3							
4	end	230	680	1,09	3	0,82	0,5	0,5
4	latera	233	613	4,5	3,1	0,83	0,5	2,1
5B	fundo	220	727	1,96	2,4	0,8	0,4	0,8
5B	top	220	820	0,92	2,4	0,7	0,4	0,4
	Mid							
4	end	230	600	1,09	3	0,82	0,4	0,5
4	latera	227	570	4,5	3	0,82	0,4	1,9
3	fundo	245	867	1,96	3	0,8	0,6	1,2
3	top.	243	890	0,92	3	0,7	0,5	0,5
	2 / 3							
	end			1,09		0,54	0	0
	latera			4,5		0,54	0	0
	fundo			1,96		0,5	0	0
	top.			0,92		0,4	0	0

12

COLLECTOR BAR FRONT

TD	Pos.	T(°C)	uV	A(sq)	CTD	Fin	kw/s	Kw
	1 / 3							
	end			1,09		0,54	0	0
	latera			4,5		0,54	0	0
	fundo			1,96		0,5	0	0
	top			0,92		0,4	0	0
	Mid							
	end			1,09		0,54	0	0
	latera			4,5		0,54	0	0
	fundo			1,96		0,5	0	0
	top.			0,92		0,4	0	0
	2 / 3							
	end			1,09		0,54	0	0
	latera			4,5		0,54	0	0
	fundo			1,96		0,5	0	0
	top.			0,92		0,4	0	0

7,8

SLOPE BACK

TD	Pos.	T(°C)	uV	A(sq)	CTD	Fin	kw	Kw
	1 / 3							
1	superior	154	243	5,29	3,7	0,7	0,2	1
3	inferior	123	328	5,29	2,3	0,7	0,2	0,8
	Mid							
1	inferior	124	260	17,3	4	0,7	0,2	3,6
	2 / 3							
1	superior	159	237	5,29	3,6	0,7	0,2	1
3	inferior	122	320	5,29	2,3	0,7	0,1	0,8

7,1

SLOPE FRONT

TD	Pos.	T(°C)	uV	A(sq)	CTD	Fin	kw/s	Kw
	1 / 3							
	superior			5,29		0,5	0	0
	inferior			5,29		0,5	0	0
	Mid							
	inferior			17,3		0,5	0	0
	2 / 3							
	superior			5,29		0,5	0	0
	inferior			5,29		0,5	0	0

7,1

CRADLES SLOPE BACK

TD	Pos.	T(°C)	uV	A(sq)	CTD	Fin	kw	Kw
	1 / 3							
1	cont.sh	107	37	7,21	4,2	0,7	0	0,2
3	zone D	71	71	20,6	3,1	0,63	0	0,8
	C			10,1		0,54	0	0
	Mid							
1	cont.sh	104	50	7,21	4,2	0,6	0	0,3
3	zone D	74	110	20,6	3	0,63	0,1	1,3
	C			10,1		0,54	0	0
	2 / 3							
1	cont.sh	107	37	7,21	4,2	0,7	0	0,2
3	zone D	78	88	20,6	2,9	0,64	0	1
	C			10,1		0,54	0	0

3,8

CRADLES SLOPE FRONT

TD	Pos.	T(°C)	uV	A(sq)	CTD	Fin	kw/s	Kw
	1 / 3							
	cont.shell			7,21		0,5	0	0
	zone D			20,6		0,54	0	0
	C			10,1		0,54	0	0
	Mid							
	cont.shell			7,21		0,5	0	0
	zone D			20,6		0,54	0	0
	C			10,1		0,54	0	0
	2 / 3							
	cont.shell			7,21		0,5	0	0
	zone D			20,6		0,54	0	0
	C			10,1		0,54	0	0

3,8

BOTTOM

TD	Pos.	T(°C)	uV	A(sq)	CTD	FIN	kw	Kv
1 / 3								
3	back	93	114	15,8	2,7	0,6	0,1	0,9
4	center	80	210	15,8	2,9	0,6	0,1	1,7
3	front	93	112	15,8	2,7	0,6	0,1	0,9
Mid								
1	back	107	70	15,8	4,2	0,6	0,1	0,9
1	center	107	76	15,8	4,2	0,6	0,1	0,9
1	front	103	73	15,8	4,3	0,6	0,1	0,9
2 / 3								
3	back	93	115	15,8	2,7	0,6	0,1	0,9
4	center	82	199	15,8	2,9	0,6	0,1	1,6
3	front	100	111	15,8	2,6	0,6	0,1	0,8

9,5

CRADLES BOTTOM

TD	Pos.	T(°C)	uV	A(sq)	CTD	FIN	kw/s	Kv
1 / 3								
1	t. cen	56	50	35,6	5,1	0,61	0,05	1,6
5B	rt. ba	51	42	35,6	2,8	0,60	0,02	0,7
	rt.front			35,6		0,54	0	0
3	U cen	43	33	37,2	3,7	0,6	0,02	0,7
1	CB	95	92	23,8	4,4	0,6	0,07	1,7
CB = shell contact area								
Mid								
5B	t. cen	59	27	35,6	2,7	0,61	0,01	0,5
5B	rt. ba	54	32	35,6	2,7	0,61	0,02	0,6
	rt.front			35,6		0,54	0	0
3	U cen	43	36	37,2	3,7	0,6	0,02	0,8
1	CB	87	84	23,8	4,5	0,6	0,07	1,6
2 / 3								
1	t. cen	57	33	35,6	5	0,61	0,03	1,1
5B	rt. ba	51	50	35,6	2,8	0,60	0,02	0,9
	rt.front			35,6		0,54	0	0
3	U cen	44	33	37,2	3,7	0,6	0,02	0,7
1	CB	92	86	23,8	4,4	0,6	0,07	1,6

13

ANODE BACK SIDE

TD	Pos.	T(°C)	uV	A(sq)	CTD	FIN	kw	Kv
1 / 3								
4	cradle	41	29	3,96	3,5	0,59	0	0,1
4	str. bac	65	113	8,64	3,1	0,62	0,1	0,6
3	side be	68	167	4,26	3,1	0,62	0,1	0,4
4	casing	62	49	8,25	3,2	0,62	0	0,2
3	sing 1	81	138	5,5	2,9	0,64	0,1	0,4
3	sing 2	127	300	8,25	2,3	0,70	0,1	1,2
5B	guss	55	42	12,4	2,7	0,61	0	0,3
3	guss	71	111	16	3,1	0,63	0,1	1
Mid								
5B	side be	82	235	4,26	2,5	0,64	0,1	0,5
4	casing	58	53	8,25	3,2	0,61	0	0,3
4	sing 1	78	160	5,5	3	0,64	0,1	0,5
5B	sing 2	117	280	8,25	2,3	0,68	0,1	1,1
5B	guss	56	56	12,4	2,7	0,61	0	0,3
3	guss	72	130	16	3	0,63	0,1	1,2
2 / 3								
1	cradle	48	8	3,96	5,2	0,60	0	0
1	str. bac	61	80	8,64	5	0,62	0,1	0,6
1	side be	70	98	4,26	4,8	0,63	0,1	0,4
1	casing	62	12	8,25	5	0,62	0	0,1
1	sing 1	79	73	5,5	4,6	0,64	0,1	0,3
5B	sing 2	132	325	8,25	2,3	0,70	0,2	1,3
4	guss	53	51	12,4	3,3	0,61	0	0,4
5B	guss	72	132	16	2,6	0,63	0,1	1
3	burner	75	235	8,72	3	0,63	0,1	1,1

13

ANODE FRONT SIDE

TD	Pos.	T(°C)	uV	A(sq)	CTD	FIN	kw/s	Kv
1 / 3								
	cradle			3,96		0,54	0	0
	str. back			8,64		0,54	0	0
	side belt			4,26		0,54	0	0
	casing 8"			8,25		0,54	0	0
	casing 16"			5,5		0,54	0	0
	casing 24"			8,25		0,54	0	0
	gusset 8"			12,4		0,54	0	0
	gusset 20"			16		0,54	0	0
Mid								
	side belt			4,26		0,54	0	0
	casing 8"			8,25		0,54	0	0
	casing 16"			5,5		0,54	0	0
	casing 24"			8,25		0,54	0	0
	gusset 8"			12,4		0,54	0	0
	gusset 20"			16		0,54	0	0
2 / 3								
	cradle			3,96		0,54	0	0
	str. back			8,64		0,54	0	0
	side belt			4,26		0,54	0	0
	casing 8"			8,25		0,54	0	0
	casing 16"			5,5		0,54	0	0
	casing 24"			8,25		0,54	0	0
	gusset 8"			12,4		0,54	0	0
	gusset 20"			16		0,54	0	0
	burner			8,72		0,54	0	0

13

ANODE HEAD 2/3

TD	Pos.	T(°C)	uV	A(sq)	CTD	FIN	kw	Kv
4	nd be	117	203	5,33	2,6	0,68	0,1	0,6
1	sing 1	68	20	29,6	4,8	0,62	0	0,5
4	gusse	66	58	25,7	3,1	0,62	0	0,8

1,9

ANODE HEAD 1/3

TD	Pos.	T(°C)	uV	A(sq)	CTD	FIN	kw/s	Kv
5B	nd be	105	300	5,33	2,4	0,67	0,14	0,7
3	sing 1	63	90	29,6	3,2	0,62	0,05	1,5
3	gusse	57	62	25,7	3,4	0,61	0,04	1

3,2

ANODE TOP

TD	Pos.	T(°C)	eV	A(sq)	CTE	Fin	kw	Ke
<i>1 / 3</i>								
	us hfd			13,1		0,4	0	0
	s vertic.			78,7		0,54	0	0
	riquete			53,6		0,4	0	0
	stub30			33,5		0,54	0	0
3	stub54	61	150	33,5	3,3	0,62	0,1	3
	stub 1m			44,5		0,54	0	0
<i>Abd</i>								
3	us hf	32	-5	13,1	4	0,4	-0	-0
	s vertic.			78,7		0,54	0	0
4	riquet	67	44	53,6	3,1	0,5	0	1
1	stub50	68	68	33,5	4,8	0,62	0,1	2
5B	stub50	60	115	33,5	2,7	0,61	0,1	1,9
	stub 1m			44,5		0,54	0	0
<i>2 / 3</i>								
3	us hf	42	-5	13,1	3,7	0,5	-0	-0
5B	s vert	57	-5	78,7	2,7	0,61	-0	-0,2
4	riquet	75	11	53,6	3	0,5	0	0,3
	stub30			33,5		0,54	0	0
	stub50			33,5		0,54	0	0
	stub 1m			44,5		0,54	0	0

7,9

163 7,2

164

total pot heat losses : 333

HEAT LOSSES SUMMARY

	Kw	%
SIDE WALLS	116	35
ENDS	19,2	5,8
DECK TOP	7,95	2,4
DECK FACE	6,31	1,9
BOTTOM	22	6,7
ANODE CASING	31,3	9,5
ANODE TOP	7,87	
APRON & MANIFOLD	78,3	24
SPIKES	0	6,8
PASTE	0	1,3
CRUST	22,7	6,9
BARS	19,3	5,8
TOTAL	331	98
Q (THEORETICAL)	316	
DELTA Kw	15	
DELTA %	4,74	

ALCOA ALUMÍNIO SA POÇOS DE CALDAS OPERATION BRAZIL

Dat 7/06/95
 Pot 345 Pot volta 4,6
 Temp.(oC 950
 Des PRC4507 xCE : 90
 Line ampe 1E+05
 Est. Volta 0,2

Thermal Losses calculation:

$EAI = (\%CE/100) * (A+B) * (\%CO - 2 * \%CO2)$ EAI 1,9
 $\%CO = (200 * G - 2 * \%C * \%CO =$ 42
 $\%CO2 = 100 - \%CO$ $\%CO2 =$ 58
 G = 1,19
 $A = \%CO2 * (3,6985 + 0,00511 * Tb)$ A = 243
 $B = \%CO * (2,2993 + 0,002865 * Tb)$ B = 96,6

 $Q = I * (Ecell - Eext - EAI)$
 $Q(Kw) 296$

EQUAÇÕES FIN FACTOR

Vertical	0,53985-0,001237*T
Horiz. Up	0,50356-0,0012162*T
Horiz. Down	0,41031-0,0011664*T
55o	0,51401-0,0012998*T

EQUAÇÕES PARA CTD

1	6,3717-0,026566*uV+5,9193*10^-5*uV^2
3	5,0358-0,036031*uV+0,00011389*uV^2
4	4,2782-0,022827*uV+7,6007*10^-5*uV^2
5B	3,4187-0,014932*uV+4,6991*10^-5*uV^2

SIDE WALL BACK

TD	Pos.	T(oC)	uV	A(sq)	CTD	Fin	kwfs	Kw
	<i>1/3</i>							
1	5"	276	680	5,96	3,5	0,88	0,62	3,71
5	10"	245	1220	4,35	2,6	0,84	0,78	3,38
1	16"	225	700	4,75	3,4	0,82	0,57	2,7
5	22"	145	670	6,18	2,2	0,72	0,32	1,96
	<i>Center</i>							
4	5"	226	545	5,96	3	0,82	0,39	2,34
3	10"	223	745	4,35	2,7	0,82	0,47	2,06
3	16"	214	835	4,75	2,5	0,80	0,5	2,37
4	22"	177	500	6,18	2,6	0,76	0,29	1,8
	<i>2/3</i>							
3	5"	228	730	5,96	2,7	0,82	0,48	2,87
4	10"	204	840	4,35	2,8	0,79	0,54	2,36
3	16"	164	720	4,75	2,2	0,74	0,34	1,63
4	22"	108	380	6,18	2,7	0,67	0,2	1,25

28,4

SIDE WALL FRONT

TD #	Pos.	T(oC)	uV	A(sq)	CTD	Fin	kwfs	Kw
	<i>1/3</i>							
	5"			5,96		0,54	0	0
	10"			4,35		0,54	0	0
	16"			4,75		0,54	0	0
	22"			6,18		0,54	0	0
	<i>Center</i>							
	5"			5,96		0,54	0	0
	10"			4,35		0,54	0	0
	16"			4,75		0,54	0	0
	22"			6,18		0,54	0	0
	<i>2/3</i>							
	5"			5,96		0,54	0	0
	10"			4,35		0,54	0	0
	16"			4,75		0,54	0	0
	22"			6,18		0,54	0	0

28,4

GUSSETS SIDE WALL - UPPER-BACK

TD	Pos.	T(oC)	uV	A(sq)	CTD	Fin	kwfs	Kw
	<i>1/3</i>			7,81		0,54	0	0
	<i>Mid</i>			7,81		0,54	0	0
	<i>2/3</i>			7,81		0,54	0	0
4	round	52	40	30	3,3	0,60	0,02	0,7

0,7

GUSSETS SIDE WALL - UPPER-FRONT

TD #	Pos.	T(oC)	uV	A(sq)	CTD	Fin	kwfs	Kw
	<i>1/3</i>			7,81		0,54	0	0
	<i>Mid</i>			7,81		0,54	0	0
	<i>2/3</i>			7,81		0,54	0	0
	round plates			30		0,54	0	0,7

0,7

7

7

CRADLES SIDEVALL BACK

TD	Pos.	T(°C)	uV	A(sq)	CTD	Fin	kwfs	Kw
	1 / 3							
4	A	99	230	6,39	2,8	0,67	0,13	0,8
4	B	109	238	13	2,7	0,74	0,17	1,81
4	CS	163	290		2,6	0,54	0	0
CS = contact area								
	Mid							
4	A	84	182	6,39	2,9	0,54	0	0,53
	B			13		0,54	0	0
	CS					0,54	0	0
	2 / 3							
4	A	86	229	6,39	2,9	0,54	0	0,67
	B			13		0,54	0	0
	CS					0,54	0	0

7,43

CRADLES SIDEVALL FRONT

TD #	Pos.	T(°C)	uV	A(sq)	CTD	Fin	kwfs	Kw	Kw
	1 / 3								
	A			6,39		0,54	0	0	0,83
	B			13		0,54	0	0	1,81
	CS					0,54	0	0	0
CS = contact area									
	Mid								
	A			6,39		0,54	0	0	0,53
1,8	B			13		0,54	0	0	1,81
	C					0,54	0	0	
	2 / 3								
	A			6,39		0,54	0	0	0,67
1,8	B			13		0,54	0	0	1,81
	CS					0,54	0	0	0

7,46

DECKPLATE BACK (horiz. Down)

TD #	Pos.	T(°C)	uV	A(sq)	CTD	Fin	kwfs	Kw
3	1 / 3	156	418	4,03	2,2	0,59	0,16	0,64
4	head center	147	415	1,28	2,6	0,58	0,18	0,23
3	corner	121	303	1,28	2,3	0,55	0,11	0,15
3	Mid	155	410	4,03	2,2	0,59	0,16	0,63
3	2 / 3	185	615	4,03	2,3	0,63	0,26	1,03
	head center			1,28		0,41	0	0
	corner			1,28		0,41	0	0

3,05

DECKPLATE FRONT (horiz. Down)

TD #	Pos.	T(°C)	uV	A(sq)	CTD	Fin	kwfs	Kw	Kw
	1 / 3			4,03		0,41	0	0	0,64
	head center			1,28		0,41	0	0	0,23
	corner			1,28		0,41	0	0	0,15
	Mid			4,03		0,41	0	0	0,63
	2 / 3			4,03		0,41	0	0	1,03
0,2	head center			1,28		0,41	0	0	0,23
0,2	corner			1,28		0,41	0	0	0,15

3,05

DECKFACE BACK

TD	Pos.	Temp.	uV	A(sq)	CTD	Fin	kwfs	Kw
3	1 / 3	122	370	3,22	2,3	0,69	0,17	0,56
	head center	92	110	4,11	4,4	0,65	0,09	0,38
3	Mid	119	370	3,22	2,4	0,69	0,18	0,57
3	2 / 3	150	500	3,22	2,2	0,73	0,23	0,75
	head center			4,11		0,54	0	0

2,64

DECKFACE FRONT (vert.)

TD #	Pos.	T(°C)	uV	A(sq)	CTD	Fin	kwfs	Kw	Kw
	1 / 3			3,22		0,54	0	0	0,56
	head center			4,11		0,54	0	0	0,38
	Mid			3,22		0,54	0	0	0,57
	2 / 3			3,22		0,54	0	0	0,75
0,4	head center			4,11		0,54	0	0	0,38

2,64

CRUST BACK

TD	Pos.	T(°C)	uV	A(sq)	CTD	Fin	kwfs	Kw
1	1 / 3	221	264	14,3	3,4	1	0,26	3,74
1	head	178	150	11,5	3,5	1	0,15	1,77
4	Mid	168	230	14,3	2,6	1	0,17	2,49
3	2 / 3	209	224	14,3	2,5	1	0,16	2,32
3	head	151	135	11,5	2,2	1	0,09	1

11,3

CRUST FRONT

TD #	Pos.	T(°C)	uV	A(sq)	CTD	Fin	kwfs	Kw	Kw
	1 / 3			14,3		1	0	0	3,74
	head			11,5		1	0	0	1,77
	Mid			14,3		1	0	0	2,49
	2 / 3			14,3		1	0	0	2,32
	head			11,5		1	0	0	1

11,3

MANIFOLD BACK

TD	Pos.	T(oC)	uV	A(sq)	CTD	Fin	kWts	Kw
5	1 / 3	248	1080	7,49	2,6	0,85	0,7	5,23
	top manif.	194	245	2,44	2,7	0,64	0,12	0,3
	hold plate	124	278	4,88	2,3	0,68	0,13	0,61
	head manif.	163	472	3,16	2,6	0,74	0,26	0,83
	head top			0,98		0,41	0	0
	head h.plate			1,96		0,51	0	0
3	Mid	274	990	7,49	3,7	0,88	0,95	7,09
	top manif.	233	255	2,44	2,8	0,68	0,14	0,35
	hold plate	110	270	4,88	2,7	0,66	0,14	0,68
1	2 / 3	278	700	7,49	3,6	0,88	0,65	4,83
	top manif.	251	194	2,44	3,4	0,7	0,14	0,33
	hold plate	143	210	4,88	3,8	0,7	0,16	0,79
	head manif.	193	735	3,16	2,3	0,78	0,38	1,21
	head top			0,98		0,41	0	0
	head h.plate			1,96		0,51	0	0
24,2								

MANIFOLD FRONT

TD #	Pos.	T(oC)	uV	A(sq)	CTD	Fin	kWts	Kw
	1 / 3			7,49		0,54	0	0
	top manif.			2,44		0,41	0	0
	hold plate			4,88		0,51	0	0
	head manif.			3,16		0,54	0	0
	head top			0,98		0,41	0	0
	head h.plate			1,96		0,51	0	0
	Mid					0,54	0	0
	top manif.					0,41	0	0
	hold plate					0,51	0	0
	2 / 3			7,49		0,54	0	0
	top manif.			2,44		0,41	0	0
	hold plate			4,88		0,51	0	0
	head manif.			3,16		0,54	0	0
	head top			0,98		0,41	0	0
	head h.plate			1,96		0,51	0	0
24,2								

END WALL 2/3

TD	Pos.	T(oC)	uV	A(sq)	CTD	Fin	kWts	Kw
Front								
	10"			4,4		0,54	0	0
	20"			4,4		0,54	0	0
	35"			4,82		0,54	0	0
Center								
4	10"	192	690	4,4	2,7	0,78	0,42	1,87
5	20"	112	380	4,4	2,3	0,68	0,18	0,78
1	35"	53	70	4,82	5,1	0,61	0,06	0,31
Back								
3	10"	168	446	4,4	2,2	0,75	0,21	0,95
	20"			4,4		0,54	0	0
	35"			4,82		0,54	0	0
6,5								

END WALL 1/3

TD #	Pos.	T(oC)	uV	A(sq)	CTD	Fin	kWts	Kw
Front								
	10"			4,4		0,54	0	0
	20"			4,4		0,54	0	0
	35"			4,82		0,54	0	0
Center								
5	10"	185	#	4,4	2,3	0,77	3,35	1,8
5	20"	101	#	4,4	2,4	0,66	3,35	0,7
3	35"	63	#	4,82	3,2	0,62	0,09	0,4
Back								
5	10"	168	#	4,4	2,2	0,75	3,35	1,2
	20"			4,4		0,54	0	0
	35"			4,82		0,54	0	0
6,7								

GUSSETS SHELL END 2/3 BACK

TD	Pos.	T(oC)	uV	A(sq)	CTD	Fin	kWts	Kw
CENTER								
5	belt	89	288	2,29	2,5	0,65	0,13	0,31
1	superior	145	206	6,25	3,8	0,72	0,16	1,02
	inferior			6,25		0,54	0	0
	horizontal			2,71		0,41	0	0
CORNER								
5	belt	62	180	2,29	2,7	0,62	0,09	0,2
	superior			4,17		0,54	0	0
	inferior			4,17		0,54	0	0
	horizontal			2,71		0,41	0	0
2,73								

GUSSETS SHELL END 2/3 FRONT

TD #	Pos.	T(oC)	uV	A(sq)	CTD	Fin	kWts	Kw
CENTER								
	belt			2,29		0,54	0	0
	superior			6,25		0,54	0	0
	inferior			6,25		0,54	0	0
	horizontal			2,71		0,41	0	0
CORNER								
	belt			2,29		0,54	0	0
	superior			4,17		0,54	0	0
	inferior			4,17		0,54	0	0
	horizontal			2,71		0,41	0	0
2,73								

GUSSETS HEAD 1/3 BACK

TD	Pos.	Temp.	uV	A(sq)	CTD	Fin	kWts	Kw
CENTER								
3	belt	95	215	2,29	2,6	0,66	0,11	0,25
5	superior	145	370	6,25	2,2	0,72	0,17	1,09
	inferior			6,25		0,54	0	0
4	prizont	113	73	2,71	2,7	0,54	0,03	0,08
CORNER								
3	belt	66	188	2,29	3,2	0,62	0,11	0,25
	superior			4,17		0,54	0	0
	inferior			4,17		0,54	0	0
	horizontal			2,71		0,41	0	0
2,77								

GUSSETS SHELL END 1/3 FRONT

TD #	Pos.	T(oC)	uV	A(sq)	CTD	Fin	kWts	Kw
CENTER								
	belt			2,29		0,54	0	0
	superior			6,25		0,54	0	0
	inferior			6,25		0,54	0	0
	horizontal			2,71		0,41	0	0
CORNER								
	belt			2,29		0,54	0	0
	superior			4,17		0,54	0	0
	inferior			4,17		0,54	0	0
	horizontal			2,71		0,41	0	0
2,77								

COLLECTOR BAR BACK

TD	Posicio	Temp.	uV	A(sq)	CTD	Fin	kwfs	Kw
	1 / 3							
	end			1,09		0,54	0	0
	lateral			4,5		0,54	0	0
	fundo			1,96		0,5	0	0
	top			0,92		0,41	0	0
	Mid							
	end			1,09		0,76	0	0
5	lateral	175	690	4,5	2,2	0,83	0,38	1,69
5	fundo	234	1170	1,96	2,5	0,5	0,43	0,84
	top			0,92		0,41	0	0
	2 / 3							
	end			1,09		0,79	0	0
5	lateral	202	915	4,5	2,3	0,80	0,5	2,23
5	fundo	209	1000	1,96	2,4	0,5	0,35	0,68
	top			0,92		0,41	0	0

10,8

COLLECTOR BAR FRONT

TD #	Pos.	T(olu)	uV	A(sq)	CTD	Fin	kwfs	Kw	Kw
	1 / 3								
0,5	end			1,09		0,54	0	0	0,5
2,2	lateral			4,5		0,54	0	0	2,23
0,7	fundo			1,96		0,5	0	0	0,68
0,3	top			0,92		0,41	0	0	0,3
	Mid								
0,5	end			1,09		0,54	0	0	0,5
	lateral			4,5		0,54	0	0	1,69
	fundo			1,96		0,5	0	0	0,84
0,3	top			0,92		0,41	0	0	0,3
	2 / 3								
0,5	end			1,09		0,54	0	0	0,5
	lateral			4,5		0,54	0	0	2,23
	fundo			1,96		0,5	0	0	0,68
0,3	top			0,92		0,41	0	0	0,3

10,8

SLOPE BACK

TD	Posicio	Temp.	uV	A(sq)	CTD	Fin	kwfs	Kw
	1 / 3							
	superior			5,29		0,51	0	0
	inferior			5,29		0,62	0	0
	Mid							
4	inferior	81	206	17,3	2,9	0,68	0,12	2,07
	2 / 3							
4	superior	125	407	5,29	2,6	0,51	0,16	0,85
4	inferior	87	340	5,29	2,9	0,51	0,15	0,78

5,26

SLOPE FRONT

TD #	Pos.	T(olu)	uV	A(sq)	CTD	Fin	kwfs	Kw	Kw
	1 / 3								
0,8	superior			5,29		0,51	0	0	0,78
0,8	inferior			5,29		0,51	0	0	0,78
	Mid								
	inferior			17,3		0,51	0	0	2,07
	2 / 3								
	superior			5,29		0,51	0	0	0,85
	inferior			5,29		0,51	0	0	0,78

5,26

CRADLES SLOPE BACK

TD	Pos.	T(oC)	uV	A(sq)	CTD	Fin	kwfs	Kw
	1 / 3							
1	cont.shell	45	15	7,21	5,3	0,57	0,01	0,1
	zone D			20,6		0,54	0	0
	C			10,1		0,54	0	0
	Mid							
4	cont.shell	42	50	7,21	3,5	0,57	0,03	0,21
	zone D			20,6		0,54	0	0
	C			10,1		0,54	0	0
	2 / 3							
	cont.shell			7,21		0,51	0	0
	zone D			20,6		0,54	0	0
	C			10,1		0,54	0	0

0,51

CRADLES SLOPE FRONT

TD #	Pos.	T(olu)	uV	A(sq)	CTD	Fin	kwfs	Kw	Kw
	1 / 3								
	cont.shell			7,21		0,51	0	0	0,1
	zone D			20,6		0,54	0	0	0
	C			10,1		0,54	0	0	0
	Mid								
	cont.shell			7,21		0,51	0	0	0,21
	zone D			20,6		0,54	0	0	0
	C			10,1		0,54	0	0	0
	2 / 3								
0,2	cont.shell			7,21		0,51	0	0	0,21
	zone D			20,6		0,54	0	0	0
	C			10,1		0,54	0	0	0

0,51

BOTTOM

TD	Pos.	T(oC)	uV	A(sq)	CTD	FIN	kw/s	Kw
	1 / 3							
	back			15,8		0,5	0	0
	center			15,8		0,5	0	0
	front			15,8		0,5	0	0
	Mid							
3	back	78	160	15,8	2,9	0,6	0,08	1,3
3	center	82	143	15,8	2,8	0,6	0,07	1,14
	front			15,8		0,5	0	0
	2 / 3							
3	back	61	171	15,8	3,3	0,58	0,09	1,49
3	center	72	138	15,8	3	0,59	0,07	1,15
	front			15,8		0,5	0	0

11,6

CRADLES BOTTOM

TD #	Pos.	T(oC)	uV	A(sq)	CTD	FIN	kw/s	Kw
	1 / 3							
1,5	1 vert. center	40	0	35,6	5,4	0,59	0	0
1,1	1 vert. back	32	5	35,6	5,6	0,58	0	0,2
1,3	1 vert. front			35,6		0,54	0	0
	1 HFU center	31	8	37,2	5,6	0,54	0,01	0,3
	1 CB	58	64	23,8	5	0,57	0,05	1,3
	Mid							
1,3	4 vert. center	45	40	35,6	3,4	0,60	0,02	0,8
	1 vert. back	32	0	35,6	5,6	0,58	0	0
	1 vert. front			35,6		0,54	0	0
	1 HFU center	37	10	37,2	5,5	0,55	0,01	0,3
1,3	1 CB	57	50	23,8	5	0,57	0,04	1
	2 / 3							
	vert. center			35,6		0,54	0	0
	vert. back			35,6		0,54	0	0
	vert. front			35,6		0,54	0	0
	HFU center			37,2		0,5	0	0
	CB			23,8		0,5	0	0

3,9

ANGRE BACK SIDE

TD	Pos.	T(oC)	uV	A(sq)	CTD	FIN	kw/s	Kw
	1 / 3							
1	cradle	48	40	3,96	5,2	0,60	0,04	0,15
4	str.back	55	112	8,64	3,3	0,61	0,06	0,56
5	side belt	58	132	4,26	2,7	0,61	0,06	0,27
1	asing 8"	64	41	8,25	4,9	0,62	0,04	0,3
1	asing 16"	160	87	5,5	3,6	0,74	0,07	0,38
5	asing 24"	130	530	8,25	2,3	0,70	0,25	2,04
4	gusset	62	25	12,4	3,2	0,62	0,01	0,18
4	gusset	79	75	16	2,9	0,64	0,04	0,66
	Mid							
1	side belt	78	136	4,26	4,7	0,64	0,12	0,5
5	asing 8"	61	99	8,25	2,7	0,62	0,05	0,39
1	asing 16"	88	85	5,5	4,5	0,65	0,07	0,4
1	asing 24"	118	190	8,25	4,1	0,69	0,16	1,28
3	gusset	56	23	12,4	3,4	0,61	0,01	0,17
3	gusset	78	125	16	2,9	0,64	0,07	1,09
	2 / 3							
5	cradle	42	55	3,96	2,9	0,59	0,03	0,11
5	str.back	55	80	8,64	2,7	0,61	0,04	0,34
5	side belt	82	233	4,26	2,5	0,64	0,11	0,47
1	asing 8"	64	50	8,25	4,9	0,62	0,04	0,37
5	asing 16"	85	200	5,5	2,5	0,64	0,09	0,52
5	asing 24"	127	325	8,25	2,3	0,70	0,15	1,25
5	gusset	56	62	12,4	2,7	0,61	0,03	0,38
3	gusset	78	142	16	2,9	0,64	0,08	1,24
1	burner	59	202	8,72	5	0,61	0,18	1,58

14,6

ANGRE HEAD 2/3

TD	Pos.	T(oC)	uV	A(sq)	CTD	FIN	kw/s	Kw
4	end belt	114	270	5,33	2,7	0,68	0,14	0,76
1	asing 16"	91	85	29,6	4,4	0,65	0,07	2,13
	gusset			25,7		0,54	0	0

3,62

ANGRE FRONT SIDE

TD #	Pos.	T(oC)	uV	A(sq)	CTD	FIN	kw/s	Kw
	1 / 3							
	cradle			3,96		0,54	0	0,15
	str.back			8,64		0,54	0	0,56
	side belt			4,26		0,54	0	0,27
	casing 8"			8,25		0,54	0	0,3
	casing 16"			5,5		0,54	0	0,38
	casing 24"			8,25		0,54	0	2,04
	gusset 8"			12,4		0,54	0	0,18
	gusset 20"			16		0,54	0	0,66
	Mid							
	side belt			4,26		0,54	0	0,5
	casing 8"			8,25		0,54	0	0,39
	casing 16"			5,5		0,54	0	0,4
	casing 24"			8,25		0,54	0	1,28
	gusset 8"			12,4		0,54	0	0,17
	gusset 20"			16		0,54	0	1,09
	2 / 3							
	cradle			3,96		0,54	0	0,11
	str.back			8,64		0,54	0	0,34
	side belt			4,26		0,54	0	0,47
	casing 8"			8,25		0,54	0	0,37
	casing 16"			5,5		0,54	0	0,52
	casing 24"			8,25		0,54	0	1,25
	gusset 8"			12,4		0,54	0	0,38
	gusset 20"			16		0,54	0	1,24
	burner			8,72		0,54	0	1,58

14,6

ANGRE HEAD 1/3

TD #	Pos.	T(oC)	uV	A(sq)	CTD	FIN	kw/s	Kw
1	end belt	122	#	5,33	4	0,69	0,14	0,7
3	asing 16"	80	#	29,6	2,9	0,64	0,06	1,8
5	gusset	81	60	25,7	2,5	0,64	0,03	0,7

3,22

ANODE TOP

TD	Pos.	Tj(°C)	uV	A(sq)	CTD	Fin	kw/s	Kw
	1 / 3							
1	bus hfc	28	0	13,1	5,7	0,44	0	0
5	us vert	35	0	78,7	3	0,58	0	0
3	briquet	49	45	53,6	3,5	0,47	0,02	1,17
5	stub30	53	220	33,5	2,8	0,61	0,11	3,6
3	stub50	46	175	33,5	3,6	0,60	0,11	3,7
3	stub1m	33	53	44,5	4	0,58	0,04	1,59
	Mid							
1	bus hfc	28	0	13,1	5,7	0,44	0	0
4	us vert	28	30	78,7	3,7	0,57	0,02	1,47
4	briquet	48	70	53,6	3,4	0,47	0,03	1,72
	stub30c			33,5	6,4	0,54	0	0
	stub50c			33,5	3,4	0,54	0	0
	stub1m			44,5		0,54	0	0
	2 / 3							
4	bus hfc	31	0	13,1	3,8	0,45	0	0
1	us vert	42	56	78,7	5,4	0,59	0,05	4,1
3	briquet	60	115	53,6	3,3	0,48	0,05	2,85
3	stub30	72	225	33,5	3	0,63	0,13	4,2
	stub50			33,5				
5	stub1m	45	128	44,5	2,8	0,60	0,06	2,82

27,2

138 33

11 124

total pot heat losses: 306 Kw

HEAT LOSSES SUMMARY

	KW	%
SIDE WALLS	98,7	32,3
ENDS	24,2	7,92
DECK TOP	6,11	2
DECK FACE	5,29	1,73
BOTTOM	15,5	5,07
ANODE CASING	36,1	11,8
ANODE TOP	27,2	
APRON & MANIFOLD	48,4	15,8
SPIKES	0 16	0
PASTE	0 5,7	0
CRUST	22,6	7,4
BARS	21,5	7,04
TOTAL	306	91,1
Q (THEORETICAL)	296	
DELTA KW	10	
DELTA %	3,33	

ALCOA ALUMÍNIO SA

POÇOS DE CALDAS OPERATION BRAZIL

Dat 7/31/1996
Pot 352 **Pot volta** 5,3
 Temp.(oC) 948
Des PRHER02 **%CE :** 91
 Line ampe 1E+05
 Est. Volta 0,2

Thermal Losses calculation:

$EAI = (\%CE/100) * (A+B) / (\%CO + 2 * \%CO2)$ $EAI = ###$
 $\%CO = (200 * G - 2 * \%CI) / \%CO =$ 40,3
 $\%CO2 = 100 - \%CO$ $\%CO2 =$ 59,66
 $G =$ 1,19
 $A = \%CO2 * (3,6985 + 0,00 A =$ 248,6
 $B = \%CO * (2,2993 + 0,002 B =$ 92,74

 $Q = I * (Ecell - Eext - EAI)$
 $Q (Kw)$ 369

Fin factor
 Vertical
 Horiz. Up
 Horiz. Down
 55o

EQUAÇÕES FIN FACTOR

Vertical	0,53985-0,001237*T
Horiz. Up	0,50356-0,0012162*T
Horiz. Down	0,41031+0,0011664*T
55o	0,51401+0,0012998*T

EQUAÇÕES PARA CTD

1	6,3717-0,026566*uV+5,9193*10^-5*uV^2
3	5,0358-0,036031*uV+0,00011389*uV^2
4	4,2782-0,022827*uV+7,6007*10^-5*uV^2
5B	3,4187-0,014932*uV+4,6991*10^-5*uV^2

SIDE WALL BACK

TD	Pos.	T(oC)	uV	A(sq)	CTD	Fin	kw/Kw
5B	5"	335	880	6	3,7	0,95	1 5,41
5B	10"	392	1340	4,4	4,8	1,02	2 8,37
1	16"	385	970	4,8	4,9	1,02	1 6,74
	22"			6,2	3,4	0,54	0 0
<i>Center</i>							
4	5"	348	840	6	5,5	0,97	1 7,88
1	10"	375	852	4,4	4,7	1,00	1 5,16
1	16"	382	918	4,8	4,9	1,01	1 6,29
	22"			6,2	4,3	0,54	0 0
<i>2/3</i>							
5B	5"	345	1130	6	3,9	0,97	1 7,36
5B	10"	349	1210	4,4	3,9	0,97	1 5,89
1	16"	345	897	4,8	4,3	0,97	1 5,13
	22"			6,2	3,4	0,54	0 0

70,2

SIDE WALL FRONT

TD	Pos.	T(oC)	uV	A(sq)	CTD	Fin	kw/Kw
	5"			6		0,54	0 0
	10"			4,4		0,54	0 0
	16"			4,8		0,54	0 0
5	22"			6,2		0,54	0 0
<i>Center</i>							
	5"			6		0,54	0 0
	10"			4,4		0,54	0 0
	16"			4,8		0,54	0 0
3,5	22"			6,2		0,54	0 0
<i>2/3</i>							
	5"			6		0,54	0 0
	10"			4,4		0,54	0 0
	16"			4,8		0,54	0 0
3,5	22"			6,2		0,54	0 0

0 70,2

GUSSETS SIDE WALL - UPPER - BACK

TD	Pos.	T(oC)	uV	A(sq)	CTD	Fin	kw/Kw
4	1 / 3	214	408	7,8	2,9	0,80	0 2,16
3	Mid	287	544	7,8	4,1	0,89	1 4,54
5B	2 / 3	252	585	7,8	2,6	0,85	0 3,01
5B	skirts	156	450		2,2	0,78	0 0
1	skirts	121	174		4	0,69	0 0

9,71

GUSSETS SIDE WALL - UPPER - FRONT

TD	Pos.	T(oC)	uV	A(sq)	CTD	Fin	kw/Kw
	1 / 3			7,8		0,54	0 0
	Mid			7,8		0,54	0 0
	2 / 3			7,8		0,54	0 0
	skirts					0,54	0 0

0 9,71

CRADLES SIDEWALL BACK

TD	Pos.	T(oC)	uV	A(sq)	CTD	Fia	kw!	Kw
	1 / 3							
4	A	189	540	6,4	2,7	0,77	0	2,09
4	B	176	70	13	2,6	0,76	0	0,53
3	CS	275	850	3,5	3,7	0,88	1	2,87
CS = contact area								
	Mid							
3	A	178	568	6,4	2,2	0,76	0	1,8
3	B	145	0	13	2,2	0,72	0	0
1	C	220	515	3,5	3,4	0,81	0	1,45
	2 / 3							
1	A	189	540	6,4	3,5	0,77	0	2,71
5B	B	176	70	13	2,2	0,76	0	0,45
5B	CS	275	850	3,5	2,9	0,88	1	2,2

14,1

DECKPLATE BACK (horiz Down)

TD	Pos.	T(oC)	uV	A(sq)	CTD	Fia	kw!	Kw
4	1 / 3	244	530	4	3,2	0,69	0	1,41
4	d cet	207	660	1,3	2,8	0,65	0	0,45
4	corner	175	505	1,3	2,6	0,61	0	0,3
1	Mid	228	503	4	3,4	0,68	0	1,36
5B	2 / 3	183	600	4	2,3	0,62	0	1
1	d cet	178	385	1,3	3,5	0,62	0	0,31
1	corner	154	288	1,3	3,7	0,59	0	0,23

5,07

DECKFACE BACK (vert.)

TD	Pos.	T(oC)	uV	A(sq)	CTD	Fia	kw!	Kw
5B	1 / 3	187	644	3,2	2,3	0,77	0	1,06
5B	d cet	139	338	4,1	2,3	0,71	0	0,65
3	Mid	199	664	3,2	2,4	0,79	0	1,17
3	2 / 3	158	494	3,2	2,2	0,74	0	0,75
3	d cet	185	320	4,1	2,3	0,77	0	0,67

4,31

CRUST BACK

TD	Pos.	T(oC)	uV	A(sq)	CTD	Fia	kw!	Kw
5B	1 / 3	373	133	14	4,4	1	0	2,44
5B	head	221	132	11	2,4	1	0	1,07
1	Mid	214	192	14	3,4	1	0	2,72
3	2 / 3	254	161	14	3,2	1	0	2,17
1	head	220	103	11	3,4	1	0	1,17

9,58

CRADLES SIDEWALL FRONT

TD	Pos.	T(oC)	uV	A(sq)	CTD	Fia	kw!	Kw
	1 / 3							
	A			6,4		0,54	0	0
	B			13		0,54	0	0
	CS					0,54	0	0
CS = contact area								
	Mid							
	A			6,4		0,54	0	0
	B			13		0,54	0	0
	C					0,54	0	0
	2 / 3							
	A			6,4		0,54	0	0
	B			13		0,54	0	0
	CS					0,54	0	0

0

DECKPLATE FRONT (horiz Down)

TD	Pos.	T(oC)	uV	A(sq)	CTD	Fia	kw!	Kw
	1 / 3			4		0,4	0	0
	head center			1,3		0,4	0	0
	corner			1,3		0,4	0	0
	Mid			4		0,4	0	0
	2 / 3			4		0,4	0	0
	head center			1,3		0,4	0	0
	corner			1,3		0,4	0	0

0

DECKFACE FRONT (vert.)

TD	Pos.	T(oC)	uV	A(sq)	CTD	Fia	kw!	Kw
	1 / 3			3,2		0,54	0	0
	head center			4,1		0,54	0	0
	Mid			3,2		0,54	0	0
	2 / 3			3,2		0,54	0	0
	head center			4,1		0,54	0	0

0

CRUST FRONT

TD	Pos.	T(oC)	uV	A(sq)	CTD	Fia	kw!	Kw
	1 / 3			14		1	0	0
	head			11		1	0	0
	Mid			14		1	0	0
	2 / 3			14		1	0	0
	head			11		1	0	0

0

14,11

5,072

4,305

9,581

MANIFOLD BACK

TD	Pos.	T(oC)	uY	A(sq)	CTD	Fia	kwf	Kw
4	1 / 3	334	913	7,5	5,1	0,95	1	9,8
4	p man	314	383	2,4	4,6	0,78	0	0,98
3	old pla	163	331	4,9	2,2	0,73	0	0,75
4	old manif.			3,2	4,3	0,54	0	0
	head top			1		0,41	0	0
	head h.plate			2		0,51	0	0
3	Mid	285	997	7,5	4	0,89	1	7,84
5B	p man	233	333	2,4	2,5	0,68	0	0,4
3	old pla	161	365	4,9	2,2	0,72	0	0,83
1	2 / 3	283	716	7,5	3,6	0,89	1	5,02
1	p man	242	139	2,4	3,4	0,69	0	0,23
1	old pla	158	144	4,9	3,7	0,72	0	0,54
5B	old manif.			3,2	3,4	0,54	0	0
	head top			1		0,41	0	0
	head h.plate			2		0,51	0	0
29,4								

MANIFOLD FRONT

TD	Pos.	T(oC)	uY	A(sq)	CTD	Fia	kwf	Kw
	1 / 3			7,5		0,54	0	0
	top manif.			2,4		0,4	0	0
	hold plate			4,9		0,5	0	0
1	head manif.			3,2		0,54	0	0
0,3	head top			1		0,4	0	0
0,2	head h.plate			2		0,5	0	0
	Mid					0,54	0	0
	top manif.					0,4	0	0
	hold plate					0,5	0	0
	2 / 3			7,5		0,54	0	0
	top manif.			2,4		0,4	0	0
	hold plate			4,9		0,5	0	0
1	head manif.			3,2		0,54	0	0
0,3	head top			1		0,4	0	0
0,2	head h.plate			2		0,5	0	0
0								

29,4

END WALL 2/3

TD	Pos.	T(oC)	uY	A(sq)	CTD	Fia	kwf	Kw
Front								
1	10"			4,4	6,4	0,54	0	0
5B	20"			4,4	3,4	0,54	0	0
1	35"			4,8	6,4	0,54	0	0
Center								
4	10"			4,4	4,3	0,54	0	0
1	20"			4,4	6,4	0,54	0	0
3	35"			4,8	5	0,54	0	0
Back								
4	10"			4,4	4,3	0,54	0	0
	20"			4,4		0,54	0	0
	35"			4,8		0,54	0	0
7								

END WALL 1/3

TD	Pos.	T(oC)	uY	A(sq)	CTD	Fia	kwf	Kw
Front								
7	5B 10"			4,4	3	0,54	0	0
	5B 20"			4,4	3	0,54	0	0
	3 35"			4,8	5	0,54	0	0
Center								
	5B 10"			4,4	3	0,54	0	0
	4 20"			4,4	4	0,54	0	0
	1 35"			4,8	6	0,54	0	0
Back								
	3 10"			4,4	5	0,54	0	0
	20"			4,4		0,54	0	0
	35"			4,8		0,54	0	0
0								

7

GUSSETS SHELL END 2/3 BACK

TD	Pos.	T(oC)	uY	A(sq)	CTD	Fia	kwf	Kw
CENTER								
4	belt			2,3	4,3	0,54	0	0
4	superior			6,3	4,3	0,54	0	0
4	inferior			6,3	4,3	0,54	0	0
1	horizontal			2,7	6,4	0,41	0	0
CORNER								
	belt			2,3		0,54	0	0
	superior			4,2		0,54	0	0
	inferior			4,2		0,54	0	0
	horizontal			2,7		0,41	0	0
1								

GUSSETS SHELL END 2/3 FRONT

TD	Pos.	T(oC)	uY	A(sq)	CTD	Fia	kwf	Kw
CENTER								
1	belt			2,3		0,54	0	0
	superior			6,3		0,54	0	0
	inferior			6,3		0,54	0	0
	horizontal			2,7		0,4	0	0
CORNER								
	belt			2,3		0,54	0	0
	superior			4,2		0,54	0	0
	inferior			4,2		0,54	0	0
	horizontal			2,7		0,4	0	0
0								

1

GUSSETS SHELL END 1/3 BACK

TD	Pos.	T(oC)	uY	A(sq)	CTD	Fia	kwf	Kw
ENTE								
5B	belt			2,3	3,4	0,54	0	0
5B	superior			6,3	3,4	0,54	0	0
4	inferior			6,3	4,3	0,54	0	0
3	horizontal			2,7	5	0,41	0	0
CORNER								
	belt			2,3		0,54	0	0
	superior			4,2		0,54	0	0
	inferior			4,2		0,54	0	0
	horizontal			2,7		0,41	0	0
1								

GUSSETS SHELL END 1/3 FRONT

TD	Pos.	T(oC)	uY	A(sq)	CTD	Fia	kwf	Kw
CENTER								
1	belt			2,3		0,54	0	0
	superior			6,3		0,54	0	0
	inferior			6,3		0,54	0	0
	horizontal			2,7		0,4	0	0
CORNER								
	belt			2,3		0,54	0	0
	superior			4,2		0,54	0	0
	inferior			4,2		0,54	0	0
	horizontal			2,7		0,4	0	0
0								

1

COLLECTOR BAR BACK

TD	Pos.	T(oC)	uY	A(sq)	CTD	Fin	kwf	Kw
	1 / 3							
4	end			1,1	4,3	0,54	0	0
4	lateral			4,5	4,3	0,54	0	0
5B	fundo			2	3,4	0,5	0	0
5B	top			0,9	3,4	0,41	0	0
	Mid							
4	end			1,1	4,3	0,54	0	0
4	lateral			4,5	4,3	0,54	0	0
3	fundo			2	5	0,5	0	0
3	top.			0,9	5	0,41	0	0
	2 / 3							
	end			1,1		0,54	0	0
	lateral			4,5		0,54	0	0
	fundo			2		0,5	0	0
	top.			0,9		0,41	0	0

9

COLLECTOR BAR FRONT

TD	Pos.	T(oC)	uY	A(sq)	CTD	Fin	kwf	Kw
	1 / 3							
9	end			1,1		0,54	0	0
	lateral			4,5		0,54	0	0
	fundo			2		0,5	0	0
	top			0,9		0,4	0	0
	Mid							
	end			1,1		0,54	0	0
	lateral			4,5		0,54	0	0
	fundo			2		0,5	0	0
	top.			0,9		0,4	0	0
	2 / 3							
	end			1,1		0,54	0	0
	lateral			4,5		0,54	0	0
	fundo			2		0,5	0	0
	top.			0,9		0,4	0	0

0

9

SLOPE BACK

TD	Pos.	T(oC)	uY	A(sq)	CTD	Fin	kwf	Kw
	1 / 3							
5	superior	167	530	5,3	2,2	0,73	0	1,34
	inferior			5,3	5	0,51	0	0
	Mid							
3	inferior	163	490	17	2,2	0,73	0	3,95
	2 / 3							
1	superior			5,3	6,4	0,51	0	0
3	inferior			5,3	5	0,51	0	0

7,7

SLOPE FRONT

TD	Pos.	T(oC)	uY	A(sq)	CTD	Fin	kwf	Kw
	1 / 3							
0,7	superior			5,3		0,5	0	0
	inferior			5,3		0,5	0	0
	Mid							
	inferior			17		0,5	0	0
	2 / 3							
1	superior			5,3		0,5	0	0
0,7	inferior			5,3		0,5	0	0

0

7,696

CRADLES SLOPE BACK

TD	Pos.	T(oC)	uY	A(sq)	CTD	Fin	kwf	Kw
	1 / 3							
	cont.shell			7,2	6,4	0,51	0	0
	zone D			21	5	0,54	0	0
	C			10		0,54	0	0
	Mid							
	cont.shell			7,2	6,4	0,51	0	0
	zone D			21	5	0,54	0	0
	C			10		0,54	0	0
	2 / 3							
1	cont.shell			7,2	6,4	0,51	0	0
3	zone D			21	5	0,54	0	0
	C			10		0,54	0	0

2

CRADLES SLOPE FRONT

TD	Pos.	T(oC)	uY	A(sq)	CTD	Fin	kwf	Kw
	1 / 3							
2	cont.shell			7,2		0,5	0	0
	zone D			21		0,54	0	0
	C			10		0,54	0	0
	Mid							
	cont.shell			7,2		0,5	0	0
	zone D			21		0,54	0	0
	C			10		0,54	0	0
	2 / 3							
	cont.shell			7,2		0,5	0	0
	zone D			21		0,54	0	0
	C			10		0,54	0	0

0

2

BOTTOM

TD	Pos.	T(oC)	uY	A(sq)	CTD	FIN	kw/Kw
1 / 3							
	back			16	5	0,5	0 0
4	center	92	178	16	2,8	0,62	0 1,43
	front			16	5	0,5	0 0
	Mid						
	back			16	6,4	0,5	0 0
1	center	106	90	16	4,2	0,63	0 1,11
	front			16	6,4	0,5	0 0
	2 / 3						
	back			16	5	0,5	0 0
	center			16	4,3	0,5	0 0
	front			16	5	0,5	0 0

7,86

CRADLES BOTTOM

TD	#Pos.	T(oC)	uY	A(sq)	CTD	FIN	kw/Kw
1 / 3							
0,7	1	t. cen	54	50	36	5	0,61 0 2
		vert. back			36	3	0,54 0 0
0,7		rt.front			36		0,54 0 0
	5B	U cen	44	79	37	3	0,6 0 1
0,7		CB			24	6	0,5 0 0
	CB = shell contact area						
		Mid					
0,7	1	t. cen	60	32	36	5	0,61 0 1
		vert. back			36	3	0,54 0 0
0,7		rt.front			36		0,54 0 0
1,1		HFU center			37	5	0,5 0 0
0,7		CB			24	6	0,5 0 0
	2 / 3						
		vert. center			36	6	0,54 0 0
		vert. back			36	3	0,54 0 0
		rt.front			36		0,54 0 0
	3	U center			37	5	0,5 0 0
	1	CB			24	6	0,5 0 0

9,6

ANGDE BACK SIDE

TD	Pos.	T(oC)	uY	A(sq)	CTD	FIN	kw/Kw
1 / 3							
4	cradle			4	4,3	0,54	0 0
4	tr.back			8,6	4,3	0,54	0 0
3	side belt			4,3	5	0,54	0 0
4	casing 8"			8,3	4,3	0,54	0 0
3	casing 16"			5,5	5	0,54	0 0
3	casing 24"			8,3	5	0,54	0 0
5B	gusset 8"			12	3,4	0,54	0 0
3	gusset 20"			16	5	0,54	0 0
	Mid						
5B	side belt			4,3	3,4	0,54	0 0
4	casing 8"			8,3	4,3	0,54	0 0
4	casing 16"			5,5	4,3	0,54	0 0
5B	casing 24"			8,3	3,4	0,54	0 0
5B	gusset 8"			12	3,4	0,54	0 0
3	gusset 20"			16	5	0,54	0 0
	2 / 3						
1	cradle			4	6,4	0,54	0 0
1	tr.back			8,6	6,4	0,54	0 0
1	side belt			4,3	6,4	0,54	0 0
1	casing 8"			8,3	6,4	0,54	0 0
1	casing 16"			5,5	6,4	0,54	0 0
5B	casing 24"			8,3	3,4	0,54	0 0
4	gusset 8"			12	4,3	0,54	0 0
5B	gusset 20"			16	3,4	0,54	0 0
3	burner			8,7	5	0,54	0 0

9

ANGDE FRONT SIDE

TD	#Pos.	T(oC)	uY	A(sq)	CTD	FIN	kw/Kw
1 / 3							
9		cradle			4	0,54	0 0
		str.back			8,6	0,54	0 0
		side belt			4,3	0,54	0 0
		casing 8"			8,3	0,54	0 0
		casing 16"			5,5	0,54	0 0
		casing 24"			8,3	0,54	0 0
		gusset 8"			12	0,54	0 0
		gusset 20"			16	0,54	0 0
	Mid						
		side belt			4,3	0,54	0 0
		casing 8"			8,3	0,54	0 0
		casing 16"			5,5	0,54	0 0
		casing 24"			8,3	0,54	0 0
		gusset 8"			12	0,54	0 0
		gusset 20"			16	0,54	0 0
	2 / 3						
		cradle			4	0,54	0 0
		str.back			8,6	0,54	0 0
		side belt			4,3	0,54	0 0
		casing 8"			8,3	0,54	0 0
		casing 16"			5,5	0,54	0 0
		casing 24"			8,3	0,54	0 0
		gusset 8"			12	0,54	0 0
		gusset 20"			16	0,54	0 0
		burner			8,7	0,54	0 0

0

ANGDE HEAD 2/3

TD	Pos.	T(oC)	uY	A(sq)	CTD	FIN	kw/Kw
4	nd belt			5,3	4,3	0,54	0 0
1	casing 16"			30	6,4	0,54	0 0
4	gusset			26	4,3	0,54	0 0

1

ANGDE HEAD 1/3

TD	#Pos.	T(oC)	uY	A(sq)	CTD	FIN	kw/Kw
1	5B	nd belt			5,3	3	0,54 0 0
	3	casing 16"			30	5	0,54 0 0
	3	gusset			26	5	0,54 0 0

0

ANODE TOP

TD	Pos.	T(°C)	uV	A(sq)	CTD	Fin	kw/Kw	Kw
	1/3							
	us hfd			13		0,41	0	0
	s vertic.			79		0,54	0	0
	riquete			54		0,41	0	0
	stub30			33		0,54	0	0
3	stub50			33	5	0,54	0	0
	stub 1m			45		0,54	0	0
	Adid							
3	us hfd			13	5	0,41	0	0
	s vertic.			79		0,54	0	0
4	riquete			54	4,3	0,41	0	0
1	stub50c			33	6,4	0,54	0	0
5B	stub50c			33	3,4	0,54	0	0
	stub 1m			45		0,54	0	0
	2/3							
3	us hfd			13	5	0,41	0	0
5B	s vertic.			79	3,4	0,54	0	0
4	riquete			54	4,3	0,41	0	0
	stub30			33		0,54	0	0
	stub50			33		0,54	0	0
	stub 1m			45		0,54	0	0

4

135,2 57

total pot heat losses : 382

HEAT LOSSES SUMMARY

	Kw	%
SIDE WALLS	207	54
ENDS	18	4,7
DECK TOP	10,1	2,7
DECK FACE	8,61	2,3
BOTTOM	17,5	4,6
ANODE CASING	20	5,2
ANODE TOP	4	
APRON & MANIFOLD	58,8	15
SPIKES	0 6,8	0
PASTE	0 1,3	0
CRUST	19,2	5
BARS	18	4,7
TOTAL	382	99
Q (THEORETICAL)	369	
DELTA KW	12	
DELTA %	3,38	

ALCOA ALUMÍNIO SA POÇOS DE CALDAS OPERATION BRAZIL

Dat 10/7/95

Pol 353 Pot volta 4,9
 Temp.(oC 951
 Des PRHER02 %CE : 91
 Line amp 1E+05
 Est. Volta 0,2

Thermal Losses calculation:

E AI = (%CE/100)*(A+B)/(%CO-2*%CO2) E AI = ###
 %CO = (200*G - 2*(%CI * %CO = 40,3
 %CO 2 = 100 - %CO %CO2 = 59,66
 G = 1,19
 A = %CO2 * (3,6985 + 0,00 A = 249,7
 B = %CO * (2,2993 + 0,002 B = 92,74

Q = I * (Ecell - Eext - EAI)
 Q (KW) 323

Fin factor
 Vertical
 Horiz. Up
 Horiz. Down
 55o

EQUAÇÕES FIN FACTOR

Vertical	0,53985+0,001237*T
Horiz. Up	0,50356+0,0012162*T
Horiz. Down	0,41031+0,0011664*T
55o	0,51401+0,0012998*T

EQUAÇÕES PARA CTD

1	6,3717-0,026566*T+5,9193*10^-5*T^2
3	5,0358-0,036031*T+0,00011389*T^2
4	4,2782-0,022827*T+7,6007*10^-5*T^2
5B	3,4187-0,014932*T+4,6991*10^-5*T^2
2	3,3033-0,010308*T+2,6882*10^-5*T^2

SIDE WALL BACK

TD	Pos.	T(oC	uV	A(sq	CTD	Fin	kw/k	Kw
	1/3							
5B	5"	344	1060	6	3,8	0,97	1	6,86
4	10"	349	1033	4,4	5,6	0,97	2	7,12
1	16"	335	778	4,8	4,1	0,95	1	4,25
	22"			6,2	3,4	0,54	0	0
<i>Center</i>								
5	5"	328	846	6	3,6	0,95	1	4,99
4	10"	339	953	4,4	5,3	0,96	1	6,14
1	16"	311	697	4,8	3,8	0,92	1	3,44
	22"			6,2	4,3	0,54	0	0
<i>2/3</i>								
3	5"	325	988	6	5,4	0,94	1	8,7
2	10"	228	824	4,4	2,4	0,82	0	2,03
3	16"	263	890	4,8	3,4	0,87	1	3,68
	22"			6,2	3,4	0,54	0	0

55,2

SIDE WALL FRONT

TD	Pos.	T(oC	uV	A(sq	CTD	Fin	kw/k	Kw
	1/3							
	5"			6		0,54	0	0
	10"			4,4		0,54	0	0
	16"			4,8		0,54	0	0
3	22"			6,2		0,54	0	0
<i>Center</i>								
	5"			6		0,54	0	0
	10"			4,4		0,54	0	0
	16"			4,8		0,54	0	0
2,5	22"			6,2		0,54	0	0
<i>2/3</i>								
	5"			6		0,54	0	0
	10"			4,4		0,54	0	0
	16"			4,8		0,54	0	0
2,5	22"			6,2		0,54	0	0

0

55,2

GUSSETS SIDE WALL - UPPER - BACK

TD	Pos.	T(oC	uV	A(sq	CTD	Fin	kw/k	Kw
2	1 / 3	259	437	7,8	2,4	0,86	0	2,1
3	Mid	239	383	7,8	2,9	0,84	0	2,14
2	2 / 3	221	550	7,8	2,3	0,81	0	2,39
1	sk s	135	204		3,9	0,71	0	0
5	sk s m	135	140		2,3	0,71	0	0

6,63

GUSSETS SIDE WALL - UPPER - FRONT

TD	Pos.	T(oC	uV	A(sq	CTD	Fin	kw/k	Kw
	1 / 3			7,8		0,54	0	0
	Mid			7,8		0,54	0	0
	2 / 3			7,8		0,54	0	0
	skirts					0,54	0	0

0

6,63

CRADLES SIDEWALL BACK

TD	Pos.	T(oC)	uV	A(sq)	CTD	Fin	kw	Kw
	1 / 3							
2	A	181	600	6,4	2,3	0,76	0	1,99
	B			13	4,3	0,54	0	0
2	CS	296	827	3,5	2,6	0,91	1	2
CS = contact area								
	Mid							
3	A	175	527	6,4	2,2	0,76	0	1,65
	B			13	5	0,54	0	0
3	C	232	607	3,5	2,8	0,83	0	1,44
	2 / 3							
3	A	159	395	6,4	2,2	0,74	0	1,19
	B			13	3,4	0,54	0	0
2	CS	223	662	3,5	2,3	0,82	0	1,3

10,7

DECKPLATE BACK (horiz. Down)

TD	Pos.	T(oC)	uV	A(sq)	CTD	Fin	kw	Kw
4	1 / 3	218	726	4	2,9	0,66	0	1,66
head center				1,3	4,3	0,41	0	0
4	corner	131	301	1,3	2,6	0,56	0	0,16
5	Mid	242	944	4	2,6	0,69	0	1,97
1	2 / 3	209	445	4	3,4	0,65	0	1,17
head center				1,3	6,4	0,41	0	0
1	corner	136	199	1,3	3,9	0,57	0	0,16

6,53

DECKFACE BACK (vert.)

TD	Pos.	T(oC)	uV	A(sq)	CTD	Fin	kw	Kw
4	1 / 3	183	525	3,2	2,3	0,77	0	0,86
head center				4,1	3,4	0,54	0	0
5	Mid	210	660	3,2	2,4	0,80	0	1,17
1	2 / 3	188	404	3,2	3,5	0,77	0	1,02
head center				4,1	5	0,54	0	0

3,45

CRUST BACK

TD	Pos.	T(oC)	uV	A(sq)	CTD	Fin	kw	Kw
4	1 / 3	198	147	14	2,3	1	0	1,41
head				11	3,4	1	0	0
5	Mid	249	193	14	2,6	1	0	2,11
1	2 / 3	192	139	14	3,5	1	0	2
head				11	6,4	1	0	0

6,43

CRADLES SIDEWALL FRONT

TD	Pos.	T(oC)	uV	A(sq)	CTD	Fin	kw	Kw
	1 / 3							
	A			6,4	0,54	0	0	0
	B			13	0,54	0	0	0
	CS				0,54	0	0	0
CS = contact area								
	Mid							
	A			6,4	0,54	0	0	0
	B			13	0,54	0	0	0
	C				0,54	0	0	0
	2 / 3							
	A			6,4	0,54	0	0	0
	B			13	0,54	0	0	0
	CS				0,54	0	0	0

0

10,68

DECKPLATE FRONT (horiz. Down)

TD	Pos.	T(oC)	uV	A(sq)	CTD	Fin	kw	Kw
	1 / 3			4	0,4	0	0	0
	head center			1,3	0,4	0	0	0
	corner			1,3	0,4	0	0	0
	Mid			4	0,4	0	0	0
	2 / 3			4	0,4	0	0	0
	head center			1,3	0,4	0	0	0
	corner			1,3	0,4	0	0	0

0

6,531

DECKFACE FRONT (vert.)

TD	Pos.	T(oC)	uV	A(sq)	CTD	Fin	kw	Kw
	1 / 3			3,2	0,54	0	0	0
	head center			4,1	0,54	0	0	0
	Mid			3,2	0,54	0	0	0
	2 / 3			3,2	0,54	0	0	0
	head center			4,1	0,54	0	0	0

0

3,451

CRUST FRONT

TD	Pos.	T(oC)	uV	A(sq)	CTD	Fin	kw	Kw
	1 / 3			14	1	0	0	0
	head			11	1	0	0	0
	Mid			14	1	0	0	0
	2 / 3			14	1	0	0	0
	head			11	1	0	0	0

0

6,427

MANIFOLD BACK

TD	Pos.	T(OC)	uY	A(sq)	CTD	Fin	kw/s	Kw
4	1 / 3	238	730	7,5	3,2	0,83	1	4,21
	top manif.			2,4	4,3	0,41	0	0
	hold plate			4,9	5	0,51	0	0
4	hd manif.			3,2	4,3	0,54	0	0
	head top			1		0,41	0	0
	head h.plate			2		0,51	0	0
2	Mid	241	768	7,5	2,4	0,84	0	3,36
	top manif.			2,4	3,4	0,41	0	0
	hold plate			4,9	5	0,51	0	0
2	2 / 3	241	806	7,5	2,4	0,84	0	3,53
	top manif.			2,4	6,4	0,41	0	0
	hold plate			4,9	6,4	0,51	0	0
	head manif.			3,2	3,4	0,54	0	0
	head top			1		0,41	0	0
	head h.plate			2		0,51	0	0

17,7

MANIFOLD FRONT

TD	Pos.	T(OC)	uY	A(sq)	CTD	Fin	kw/s	Kw
	1 / 3			7,5		0,54	0	0
1	top manif.			2,4		0,4	0	0
0,8	hold plate			4,9		0,5	0	0
1	head manif.			3,2		0,54	0	0
0,3	head top			1		0,4	0	0
0,2	head h.plate			2		0,5	0	0
	Mid					0,54	0	0
0,4	top manif.					0,4	0	0
0,8	hold plate					0,5	0	0
	2 / 3			7,5		0,54	0	0
0,2	top manif.			2,4		0,4	0	0
0,5	hold plate			4,9		0,5	0	0
1	head manif.			3,2		0,54	0	0
0,3	head top			1		0,4	0	0
0,2	head h.plate			2		0,5	0	0

0

17,75

END WALL 2/3

TD	Pos.	T(OC)	uY	A(sq)	CTD	Fin	kw/s	Kw
	Front							
1	10"			4,4	6,4	0,54	0	0
5B	20"			4,4	3,4	0,54	0	0
1	35"			4,8	6,4	0,54	0	0
	Center							
4	10"			4,4	4,3	0,54	0	0
1	20"			4,4	6,4	0,54	0	0
3	35"			4,8	5	0,54	0	0
	Back							
4	10"			4,4	4,3	0,54	0	0
	20"			4,4		0,54	0	0
	35"			4,8		0,54	0	0

8

END WALL 1/3

TD	Pos.	T(OC)	uY	A(sq)	CTD	Fin	kw/s	Kw
	Front							
8	5B 10"			4,4	3	0,54	0	0
	5B 20"			4,4	3	0,54	0	0
	3 35"			4,8	5	0,54	0	0
	Center							
	5B 10"			4,4	3	0,54	0	0
	4 20"			4,4	4	0,54	0	0
	1 35"			4,8	6	0,54	0	0
	Back							
	3 10"			4,4	5	0,54	0	0
	20"			4,4		0,54	0	0
	35"			4,8		0,54	0	0

0

8

GUSSETS SHELL END 2/3 BACK

TD	Pos.	T(OC)	uY	A(sq)	CTD	Fin	kw/s	Kw
	CENTER							
4	belt			2,3	4,3	0,54	0	0
4	superior			6,3	4,3	0,54	0	0
4	inferior			6,3	4,3	0,54	0	0
1	horizontal			2,7	6,4	0,41	0	0
	CORNER							
	belt			2,3		0,54	0	0
	superior			4,2		0,54	0	0
	inferior			4,2		0,54	0	0
	horizontal			2,7		0,41	0	0

1

GUSSETS SHELL END 2/3 FRONT

TD	Pos.	T(OC)	uY	A(sq)	CTD	Fin	kw/s	Kw
	CENTER							
1	belt			2,3		0,54	0	0
	superior			6,3		0,54	0	0
	inferior			6,3		0,54	0	0
	horizontal			2,7		0,4	0	0
	CORNER							
	belt			2,3		0,54	0	0
	superior			4,2		0,54	0	0
	inferior			4,2		0,54	0	0
	horizontal			2,7		0,4	0	0

0

1

GUSSETS SHELL END 1/3 BACK

TD	Pos.	T(OC)	uY	A(sq)	CTD	Fin	kw/s	Kw
	ENTE							
5B	belt			2,3	3,4	0,54	0	0
5B	superior			6,3	3,4	0,54	0	0
4	inferior			6,3	4,3	0,54	0	0
3	horizontal			2,7	5	0,41	0	0
	CORNER							
	belt			2,3		0,54	0	0
	superior			4,2		0,54	0	0
	inferior			4,2		0,54	0	0
	horizontal			2,7		0,41	0	0

1

GUSSETS SHELL END 1/3 FRONT

TD	Pos.	T(OC)	uY	A(sq)	CTD	Fin	kw/s	Kw
	CENTER							
1	belt			2,3		0,54	0	0
	superior			6,3		0,54	0	0
	inferior			6,3		0,54	0	0
	horizontal			2,7		0,4	0	0
	CORNER							
	belt			2,3		0,54	0	0
	superior			4,2		0,54	0	0
	inferior			4,2		0,54	0	0
	horizontal			2,7		0,4	0	0

0

1

COLLECTOR BAR BACK

TD	Pos.	T(oC)	uY	A(sq)	CTD	Fin	kw/s	Kw
	1 / 3							
4	end			1,1	4,3	0,54	0	0
4	lateral			4,5	4,3	0,54	0	0
5B	fundo			2	3,4	0,5	0	0
5B	top			0,9	3,4	0,41	0	0
	Mid							
4	end			1,1	4,3	0,54	0	0
4	lateral			4,5	4,3	0,54	0	0
3	fundo			2	5	0,5	0	0
3	top			0,9	5	0,41	0	0
	2 / 3							
	end			1,1		0,54	0	0
	lateral			4,5		0,54	0	0
	fundo			2		0,5	0	0
	top			0,9		0,41	0	0

10

COLLECTOR BAR FRONT

TD	Pos.	T(oC)	uY	A(sq)	CTD	Fin	kw/s	Kw
	1 / 3							
10	end			1,1		0,54	0	0
	lateral			4,5		0,54	0	0
	fundo			2		0,5	0	0
	top			0,9		0,4	0	0
	Mid							
	end			1,1		0,54	0	0
	lateral			4,5		0,54	0	0
	fundo			2		0,5	0	0
	top			0,9		0,4	0	0
	2 / 3							
	end			1,1		0,54	0	0
	lateral			4,5		0,54	0	0
	fundo			2		0,5	0	0
	top			0,9		0,4	0	0

0

10

SLOPE BACK

TD	Pos.	T(oC)	uY	A(sq)	CTD	Fin	kw/s	Kw
	1 / 3							
5	superior	167	530	5,3	2,2	0,73	0	1,34
	inferior			5,3	5	0,51	0	0
	Mid							
3	inferior	163	490	17	2,2	0,73	0	3,95
	2 / 3							
1	superior			5,3	6,4	0,51	0	0
3	inferior			5,3	5	0,51	0	0

7,7

SLOPE FRONT

TD	Pos.	T(oC)	uY	A(sq)	CTD	Fin	kw/s	Kw
	1 / 3							
0,7	superior			5,3		0,5	0	0
	inferior			5,3		0,5	0	0
	Mid							
	inferior			17		0,5	0	0
	2 / 3							
1	superior			5,3		0,5	0	0
0,7	inferior			5,3		0,5	0	0

0

7,696

CRADLES SLOPE BACK

TD	Pos.	T(oC)	uY	A(sq)	CTD	Fin	kw/s	Kw
	1 / 3							
	cont.shell			7,2	6,4	0,51	0	0
	zone D			21	5	0,54	0	0
	C			10		0,54	0	0
	Mid							
	cont.shell			7,2	6,4	0,51	0	0
	zone D			21	5	0,54	0	0
	C			10		0,54	0	0
	2 / 3							
1	cont.shell			7,2	6,4	0,51	0	0
3	zone D			21	5	0,54	0	0
	C			10		0,54	0	0

3

CRADLES SLOPE FRONT

TD	Pos.	T(oC)	uY	A(sq)	CTD	Fin	kw/s	Kw
	1 / 3							
3	cont.shell			7,2		0,5	0	0
	zone D			21		0,54	0	0
	C			10		0,54	0	0
	Mid							
	cont.shell			7,2		0,5	0	0
	zone D			21		0,54	0	0
	C			10		0,54	0	0
	2 / 3							
	cont.shell			7,2		0,5	0	0
	zone D			21		0,54	0	0
	C			10		0,54	0	0

0

3

BOTTOM

TID	Pos.	T(°C)	uV	A(sq)	CTD	FIN	kw/s	Kw
	1 / 3							
	back			16	5	0,5	0	0
4	center	92	178	16	2,8	0,62	0	1,43
	front			16	5	0,5	0	0
	Mid							
	back			16	6,4	0,5	0	0
1	center	106	90	16	4,2	0,63	0	1,11
	front			16	6,4	0,5	0	0
	2 / 3							
	back			16	5	0,5	0	0
	center			16	4,3	0,5	0	0
	front			16	5	0,5	0	0

7,86

CRADLES BOTTOM

TID	Pos.	T(°C)	uV	A(sq)	CTD	FIN	kw/s	Kw
	1 / 3							
0,7	1 t. cen	54	50	36	5	0,61	0	2
	vert. back			36	3	0,54	0	0
0,7	rt. front			36		0,54	0	0
5B	U cen	44	79	37	3	0,6	0	1
0,7	CB			24	6	0,5	0	0
CB = shell contact area								
0,7	Mid							
	1 t. cen	60	32	36	5	0,61	0	1
0,7	vert. back			36	3	0,54	0	0
1,1	rt. front			36		0,54	0	0
0,7	HFU center			37	5	0,5	0	0
	CB			24	6	0,5	0	0
	2 / 3							
	vert. center			36	6	0,54	0	0
	vert. back			36	3	0,54	0	0
	rt. front			36		0,54	0	0
3	U center			37	5	0,5	0	0
1	CB			24	6	0,5	0	0

9,6

ANODE BACK SIDE

TID	Pos.	T(°C)	uV	A(sq)	CTD	FIN	kw/s	Kw
	1 / 3							
4	cradle			4	4,3	0,54	0	0
4	str. back			8,6	4,3	0,54	0	0
3	side belt			4,3	5	0,54	0	0
4	casing 8"			8,3	4,3	0,54	0	0
3	casing 16"			5,5	5	0,54	0	0
3	casing 24"			8,3	5	0,54	0	0
5B	gusset 8"			12	3,4	0,54	0	0
3	gusset 20"			16	5	0,54	0	0
	Mid							
5B	side belt			4,3	3,4	0,54	0	0
4	casing 8"			8,3	4,3	0,54	0	0
4	casing 16"			5,5	4,3	0,54	0	0
5B	casing 24"			8,3	3,4	0,54	0	0
5B	gusset 8"			12	3,4	0,54	0	0
3	gusset 20"			16	5	0,54	0	0
	2 / 3							
1	cradle			4	6,4	0,54	0	0
1	str. back			8,6	6,4	0,54	0	0
1	side belt			4,3	6,4	0,54	0	0
1	casing 8"			8,3	6,4	0,54	0	0
1	casing 16"			5,5	6,4	0,54	0	0
5B	casing 24"			8,3	3,4	0,54	0	0
4	gusset 8"			12	4,3	0,54	0	0
5B	gusset 20"			16	3,4	0,54	0	0
3	burner			8,7	5	0,54	0	0

12

ANODE FRONT SIDE

TID	Pos.	T(°C)	uV	A(sq)	CTD	FIN	kw/s	Kw
	1 / 3							
12	cradle			4		0,54	0	0
	str. back			8,6		0,54	0	0
	side belt			4,3		0,54	0	0
	casing 8"			8,3		0,54	0	0
	casing 16"			5,5		0,54	0	0
	casing 24"			8,3		0,54	0	0
	gusset 8"			12		0,54	0	0
	gusset 20"			16		0,54	0	0
	Mid							
	side belt			4,3		0,54	0	0
	casing 8"			8,3		0,54	0	0
	casing 16"			5,5		0,54	0	0
	casing 24"			8,3		0,54	0	0
	gusset 8"			12		0,54	0	0
	gusset 20"			16		0,54	0	0
	2 / 3							
	cradle			4		0,54	0	0
	str. back			8,6		0,54	0	0
	side belt			4,3		0,54	0	0
	casing 8"			8,3		0,54	0	0
	casing 16"			5,5		0,54	0	0
	casing 24"			8,3		0,54	0	0
	gusset 8"			12		0,54	0	0
	gusset 20"			16		0,54	0	0
	burner			8,7		0,54	0	0

0

ANODE HEAD 2/3

TID	Pos.	T(°C)	uV	A(sq)	CTD	FIN	kw/s	Kw
4	nd belt			5,3	4,3	0,54	0	0
1	casing 16"			30	6,4	0,54	0	0
4	gusset			26	4,3	0,54	0	0

2

ANODE HEAD 1/3

TID	Pos.	T(°C)	uV	A(sq)	CTD	FIN	kw/s	Kw
2	5B nd belt			5,3	3	0,54	0	0
3	casing 16"			30	5	0,54	0	0
3	gusset			26	5	0,54	0	0

0

0,6

0,6

1

0,6

0,6

1

1

0,6

0,6

1

1

12

2

ANODE TOP

TD	Pos.	T(°C)	uV	A(sq)	CTD	Fin	hw?	Kw
	1/3							
	us hfd			13		0,41	0	0
	s vertic.			79		0,54	0	0
	riquete			54		0,41	0	0
	stub30			33		0,54	0	0
3	stub50			33	5	0,54	0	0
	stub 1m			45		0,54	0	0
	Abid							
3	us hfd			13	5	0,41	0	0
	s vertic.			79		0,54	0	0
4	riquete			54	4,3	0,41	0	0
1	tub50c			33	6,4	0,54	0	0
5B	tub50o			33	3,4	0,54	0	0
	stub 1m			45		0,54	0	0
	2/3							
3	us hfd			13	5	0,41	0	0
5B	s vertic.			79	3,4	0,54	0	0
4	riquete			54	4,3	0,41	0	0
	stub30			33		0,54	0	0
	stub50			33		0,54	0	0
	stub 1m			45		0,54	0	0

5

5

96,09 68

total pot heat losses: 325

HEAT LOSSES SUMMARY

	KW	%
SIDE WALLS	166	51
ENDS	20	6,1
DECK TOP	13,1	4
DECK FACE	6,9	2,1
BOTTOM	17,5	5,4
ANODE CASING	28	8,6
ANODE TOP	5	
APRON & MANIFOLD	35,5	11
SPIKES	0	6,8
PASTE	0	1,3
CRUST	12,9	4
BARS	20	6,1
TOTAL	325	98
Q (THEORETICAL)	323	
DELTA KW	3	
DELTA %	0,84	

ALCOA ALUMÍNIO SA POÇOS DE CALDAS OPERATION BRAZIL

Dat 1/8/96
 Pot 354 Pot volta 5,2
 Temp.(oC 950
 Des HERCULES %CE : 91
 Line ampe 1E+05
 Ext. Volta 0,2

Thermal Losses calculation:

E AI = (%CE/100)*(A+B)/(%CO+2*%CO2) E AI = ###
 %CO = (200*G - 2*(%CI %CO = 40,3
 %CO 2 = 100-%CO %CO 2 = 59,66
 G = 1,19
 A = %CO 2 * (3,6985 + 0,00 A = 249,6
 B = %CO * (2,2993 + 0,002 B = 92,74
 Q = I * (Ecell - Eext - EAI)
 Q (Kw 357

Fin factor
 Vertical
 Horiz. Up
 Horiz. Down
 55o

EQUAÇÕES FIN FACTOR

Vertical	0,53985+0,001237*T
Horiz. Up	0,50356+0,0012162*T
Horiz. Down	0,41031+0,0011664*T
55o	0,51401+0,0012998*T

EQUAÇÕES PARA CTD

1	6,3717-0,026566*T+5,9193*10^-5*T^2
3	5,0358-0,036031*T+0,00011389*T^2
4	4,2782-0,022827*T+7,6007*10^-5*T^2
5B	3,4187-0,014932*T+4,6991*10^-5*T^2
2	3,3033-0,010308*T+2,6882*10^-5*T^2

SIDE WALL BACK

TD	Pos. 1/3	T(oC)	uY	A(sq)	CTD	Fin	kw/Kw	Kw
5B	5"	377	1260	6	4,5	1,01	2	9,89
4	10"	418	1470	4,4	8	1,06	4	15,9
1	16"	371	980	4,8	4,7	1,00	1	6,35
	22"			6,2	3,4	0,54	0	0
<i>Center</i>								
5	5"	343	1038	6	3,8	0,96	1	6,68
4	10"	319	970	4,4	4,7	0,93	1	5,46
1	16"	318	714	4,8	3,9	0,93	1	3,62
	22"			6,2	4,3	0,54	0	0
<i>2/3</i>								
4	5"	288	764	6	4	0,90	1	4,79
3	10"	292	1002	4,4	4,2	0,90	1	4,86
1	16"	278	690	4,8	3,6	0,88	1	3,02
	22"			6,2	3,4	0,54	0	0

71,1

SIDE WALL FRONT

TD	Pos. 1/3	T(oC)	uY	A(sq)	CTD	Fin	kw/Kw	Kw
	5"			6		0,54	0	0
	10"			4,4		0,54	0	0
	16"			4,8		0,54	0	0
5	22"			6,2		0,54	0	0
<i>Center</i>								
	5"			6		0,54	0	0
	10"			4,4		0,54	0	0
	16"			4,8		0,54	0	0
3	22"			6,2		0,54	0	0
<i>2/3</i>								
	5"			6		0,54	0	0
	10"			4,4		0,54	0	0
	16"			4,8		0,54	0	0
2,5	22"			6,2		0,54	0	0

0

71,1

GUSSETS SIDE WALL - UPPER - BACK

TD	Pos.	T(oC)	uY	A(sq)	CTD	Fin	kw/Kw	Kw
2	1 / 3	262	563	7,8	2,4	0,86	0	2,72
2	Mid	220	517	7,8	2,3	0,81	0	2,24
2	2 / 3	218	443	7,8	2,3	0,81	0	1,91
3	skirts	119	260		2,4	0,69	0	0
3	skism	94	163		2,7	0,66	0	0

6,88

GUSSETS SIDE WALL - UPPER - FRONT

TD	Pos.	T(oC)	uY	A(sq)	CTD	Fin	kw/Kw	Kw
	1 / 3			7,8		0,54	0	0
	Mid			7,8		0,54	0	0
	2 / 3			7,8		0,54	0	0
	skirts					0,54	0	0

0

6,88

CRADLES SIDEWALL BACK

TD	Pos.	T(oC)	uY	A(sq)	CTD	Fin	kw/	Kw
	1 / 3							
2	A	187	633	6,4	2,3	0,77	0	2,12
	B			13	4,3	0,54	0	0
2	CS	273	714	3,5	2,5	0,88	0	1,6
CS = contact area								
	Mid							
5	A	152	475	6,4	2,2	0,73	0	1,45
	B			13	5	0,54	0	0
5	C	201	646	3,5	2,3	0,79	0	1,21
	2 / 3							
2	A	138	432	6,4	2,4	0,71	0	1,37
	B			13	3,4	0,54	0	0
5	CS	212	584	3,5	2,4	0,80	0	1,14

9,98

DECKPLATE BACK (horiz Down)

TD	Pos.	T(oC)	uY	A(sq)	CTD	Fin	kw/	Kw
3	1 / 3	200	650	4	2,4	0,64	0	1,18
	head center			1,3	4,3	0,41	0	0
3	corner	181	648	1,3	2,2	0,62	0	0,34
4	Mid	193	745	4	2,3	0,64	0	1,28
4	2 / 3	187	780	4	2,3	0,63	0	1,31
	head center			1,3	6,4	0,41	0	0
4	corner	109	231	1,3	2,3	0,54	0	0,11

5,62

DECKFACE BACK (vert.)

TD	Pos.	T(oC)	uY	A(sq)	CTD	Fin	kw/	Kw
3	1 / 3	182	537	3,2	2,3	0,76	0	0,87
	head center			4,1	3,4	0,54	0	0
1	Mid	181	371	3,2	3,5	0,76	0	0,94
1	2 / 3	177	343	3,2	3,5	0,76	0	0,87
	head center			4,1	5	0,54	0	0

3,07

CRUST BACK

TD	Pos.	T(oC)	uY	A(sq)	CTD	Fin	kw/	Kw
2	1 / 3	338	206	14	2,9	1	0	2,49
	head			11	3,4	1	0	0
1	Mid	201	140	14	3,4	1	0	2
1	2 / 3	189	136	14	3,5	1	0	1,97
	head			11	6,4	1	0	0

7,36

CRADLES SIDEWALL FRONT

TD	Pos.	T(oC)	uY	A(sq)	CTD	Fin	kw/	Kw
	1 / 3							
	A			6,4	0,54	0	0	0
	B			13	0,54	0	0	0
	CS				0,54	0	0	0
CS = contact area								
	Mid							
	A			6,4	0,54	0	0	0
	B			13	0,54	0	0	0
	C				0,54	0	0	0
	2 / 3							
	A			6,4	0,54	0	0	0
	B			13	0,54	0	0	0
	CS				0,54	0	0	0

0

9,983

DECKPLATE FRONT (horiz. Down)

TD	Pos.	T(oC)	uY	A(sq)	CTD	Fin	kw/	Kw
	1 / 3			4	0,4	0	0	0
	head center			1,3	0,4	0	0	0
	corner			1,3	0,4	0	0	0
	Mid			4	0,4	0	0	0
	2 / 3			4	0,4	0	0	0
	head center			1,3	0,4	0	0	0
	corner			1,3	0,4	0	0	0

0

5,618

DECKFACE FRONT (vert.)

TD	Pos.	T(oC)	uY	A(sq)	CTD	Fin	kw/	Kw
	1 / 3			3,2	0,54	0	0	0
	head center			4,1	0,54	0	0	0
	Mid			3,2	0,54	0	0	0
	2 / 3			3,2	0,54	0	0	0
	head center			4,1	0,54	0	0	0

0

3,073

CRUST FRONT

TD	Pos.	T(oC)	uY	A(sq)	CTD	Fin	kw/	Kw
	1 / 3			14	1	0	0	0
	head			11	1	0	0	0
	Mid			14	1	0	0	0
	2 / 3			14	1	0	0	0
	head			11	1	0	0	0

0

7,357

MANIFOLD BACK

TD	Pos.	T(oC)	uY	A(sq)	CTD	Fin	kw/s	Kw
3	1 / 3	246	939	7,5	3,3	0,84	1	5,67
	top manif.			2,4	4,3	0,41	0	0
	hold plate			4,9	5	0,51	0	0
	head manif.			3,2	4,3	0,54	0	0
	head top			1		0,41	0	0
	head h.plate			2		0,51	0	0
5	Mid	295	1139	7,5	3,1	0,90	1	7,02
	top manif.			2,4	3,4	0,41	0	0
	hold plate			4,9	5	0,51	0	0
5	2 / 3	264	950	7,5	2,8	0,87	1	4,97
	top manif.			2,4	6,4	0,41	0	0
	hold plate			4,9	6,4	0,51	0	0
	head manif.			3,2	3,4	0,54	0	0
	head top			1		0,41	0	0
	head h.plate			2		0,51	0	0

24,3

MANIFOLD FRONT

TD	Pos.	T(oC)	uY	A(sq)	CTD	Fin	kw/s	Kw
	1 / 3			7,5		0,54	0	0
1	top manif.			2,4		0,4	0	0
0,8	hold plate			4,9		0,5	0	0
1	head manif.			3,2		0,54	0	0
0,3	head top			1		0,4	0	0
0,2	head h.plate			2		0,5	0	0
	Mid					0,54	0	0
0,4	top manif.					0,4	0	0
0,8	hold plate					0,5	0	0
	2 / 3			7,5		0,54	0	0
0,2	top manif.			2,4		0,4	0	0
0,5	hold plate			4,9		0,5	0	0
1	head manif.			3,2		0,54	0	0
0,3	head top			1		0,4	0	0
0,2	head h.plate			2		0,5	0	0

0

24,31

END WALL 2/3

TD	Pos.	T(oC)	uY	A(sq)	CTD	Fin	kw/s	Kw
Front								
1	10"			4,4	6,4	0,54	0	0
5B	20"			4,4	3,4	0,54	0	0
1	35"			4,8	6,4	0,54	0	0
Center								
4	10"			4,4	4,3	0,54	0	0
1	20"			4,4	6,4	0,54	0	0
3	35"			4,8	5	0,54	0	0
Back								
4	10"			4,4	4,3	0,54	0	0
	20"			4,4		0,54	0	0
	35"			4,8		0,54	0	0

7

END WALL 1/3

TD	Pos.	T(oC)	uY	A(sq)	CTD	Fin	kw/s	Kw
Front								
7	5B 10"			4,4	3	0,54	0	0
	5B 20"			4,4	3	0,54	0	0
	3 35"			4,8	5	0,54	0	0
Center								
	5B 10"			4,4	3	0,54	0	0
	4 20"			4,4	4	0,54	0	0
	1 35"			4,8	6	0,54	0	0
Back								
	3 10"			4,4	5	0,54	0	0
	20"			4,4		0,54	0	0
	35"			4,8		0,54	0	0

0

7

GUSSETS SHELL END 2/3 BACK

TD	Pos.	T(oC)	uY	A(sq)	CTD	Fin	kw/s	Kw
CENTER								
4	belt			2,3	4,3	0,54	0	0
4	superior			6,3	4,3	0,54	0	0
4	inferior			6,3	4,3	0,54	0	0
1	horizontal			2,7	6,4	0,41	0	0
CORNER								
	belt			2,3		0,54	0	0
	superior			4,2		0,54	0	0
	inferior			4,2		0,54	0	0
	horizontal			2,7		0,41	0	0

1

GUSSETS SHELL END 2/3 FRONT

TD	Pos.	T(oC)	uY	A(sq)	CTD	Fin	kw/s	Kw
CENTER								
1	belt			2,3		0,54	0	0
	superior			6,3		0,54	0	0
	inferior			6,3		0,54	0	0
	horizontal			2,7		0,4	0	0
CORNER								
	belt			2,3		0,54	0	0
	superior			4,2		0,54	0	0
	inferior			4,2		0,54	0	0
	horizontal			2,7		0,4	0	0

0

1

GUSSETS SHELL END 1/3 BACK

TD	Pos.	T(oC)	uY	A(sq)	CTD	Fin	kw/s	Kw
ENTE								
5B	belt			2,3	3,4	0,54	0	0
5B	superior			6,3	3,4	0,54	0	0
4	inferior			6,3	4,3	0,54	0	0
3	horizontal			2,7	5	0,41	0	0
CORNER								
	belt			2,3		0,54	0	0
	superior			4,2		0,54	0	0
	inferior			4,2		0,54	0	0
	horizontal			2,7		0,41	0	0

1

GUSSETS SHELL END 1/3 FRONT

TD	Pos.	T(oC)	uY	A(sq)	CTD	Fin	kw/s	Kw
CENTER								
1	belt			2,3		0,54	0	0
	superior			6,3		0,54	0	0
	inferior			6,3		0,54	0	0
	horizontal			2,7		0,4	0	0
CORNER								
	belt			2,3		0,54	0	0
	superior			4,2		0,54	0	0
	inferior			4,2		0,54	0	0
	horizontal			2,7		0,4	0	0

0

1

COLLECTOR BAR BACK

TD	Pos.	T(oC)	uY	A(sq)	CTD	Fin	kw/s	Kw
	1 / 3							
4	end			1,1	4,3	0,54	0	0
4	lateral			4,5	4,3	0,54	0	0
5B	fundo			2	3,4	0,5	0	0
5B	top			0,9	3,4	0,41	0	0
	Mid							
4	end			1,1	4,3	0,54	0	0
4	lateral			4,5	4,3	0,54	0	0
3	fundo			2	5	0,5	0	0
3	top			0,9	5	0,41	0	0
	2 / 3							
	end			1,1		0,54	0	0
	lateral			4,5		0,54	0	0
	fundo			2		0,5	0	0
	top			0,9		0,41	0	0

9

COLLECTOR BAR FRONT

TD	Pos.	T(oC)	uY	A(sq)	CTD	Fin	kw/s	Kw
	1 / 3							
9	end			1,1		0,54	0	0
	lateral			4,5		0,54	0	0
	fundo			2		0,5	0	0
	top			0,9		0,4	0	0
	Mid							
	end			1,1		0,54	0	0
	lateral			4,5		0,54	0	0
	fundo			2		0,5	0	0
	top			0,9		0,4	0	0
	2 / 3							
	end			1,1		0,54	0	0
	lateral			4,5		0,54	0	0
	fundo			2		0,5	0	0
	top			0,9		0,4	0	0

0

9

SLOPE BACK

TD	Pos.	T(oC)	uY	A(sq)	CTD	Fin	kw/s	Kw
	1 / 3							
	superior			5,3	3,4	0,51	0	0
	inferior			5,3	5	0,51	0	0
	Mid							
	inferior			17	5	0,51	0	0
	2 / 3							
1	superior			5,3	6,4	0,51	0	0
3	inferior			5,3	5	0,51	0	0

7,75

SLOPE FRONT

TD	Pos.	T(oC)	uY	A(sq)	CTD	Fin	kw/s	Kw
	1 / 3							
1,4	superior			5,3		0,5	0	0
0,7	inferior			5,3		0,5	0	0
	Mid							
4	inferior			17		0,5	0	0
	2 / 3							
1	superior			5,3		0,5	0	0
0,7	inferior			5,3		0,5	0	0

0

7,75

CRADLES SLOPE BACK

TD	Pos.	T(oC)	uY	A(sq)	CTD	Fin	kw/s	Kw
	1 / 3							
	cont.shell			7,2	6,4	0,51	0	0
	zone D			21	5	0,54	0	0
	C			10		0,54	0	0
	Mid							
	cont.shell			7,2	6,4	0,51	0	0
	zone D			21	5	0,54	0	0
	C			10		0,54	0	0
	2 / 3							
1	cont.shell			7,2	6,4	0,51	0	0
3	zone D			21	5	0,54	0	0
	C			10		0,54	0	0

2

CRADLES SLOPE FRONT

TD	Pos.	T(oC)	uY	A(sq)	CTD	Fin	kw/s	Kw
	1 / 3							
2	cont.shell			7,2		0,5	0	0
	zone D			21		0,54	0	0
	C			10		0,54	0	0
	Mid							
	cont.shell			7,2		0,5	0	0
	zone D			21		0,54	0	0
	C			10		0,54	0	0
	2 / 3							
	cont.shell			7,2		0,5	0	0
	zone D			21		0,54	0	0
	C			10		0,54	0	0

0

2

BOTTOM

TID	Pos.	T(°C)	uY	A(sq)	CTD	FIN	kw/s	Kw
	1 / 3							
	back			16	5	0,5	0	0
5	center	80	260	16	2,5	0,6	0	1,83
	front			16	5	0,5	0	0
	Mid							
	back			16	6,4	0,5	0	0
5	center	40	380	16	2,9	0,55	0	2,82
	front			16	6,4	0,5	0	0
	2 / 3							
	back			16	5	0,5	0	0
	center			16	4,3	0,5	0	0
	front			16	5	0,5	0	0

9,96

CRADLES BOTTOM

TID	Pos.	T(°C)	uY	A(sq)	CTD	FIN	kw/s	Kw
	1 / 3							
0,7	3	L. cen	52	88	36	3	0,60	0,1
	vert. back			36	3	0,54	0	0
0,7		rt. front		36		0,54	0	0
0,7	3	U. cen	50	96	37	4	0,6	0,1
	CB			24	6	0,5	0	0
	CB = shell contact area							
0,7		Mid						
0,7	1	L. cen	60	32	36	5	0,61	0
	vert. back			36	3	0,54	0	0
0,7		rt. front		36		0,54	0	0
1,1		HFU center		37	5	0,5	0	0
0,7		CB		24	6	0,5	0	0
	2 / 3							
	vert. center			36	6	0,54	0	0
	vert. back			36	3	0,54	0	0
	rt. front			36		0,54	0	0
0,7	3	U. center		37	5	0,5	0	0
1	1	CB		24	6	0,5	0	0

13

ANODE BACK SIDE

TID	Pos.	T(°C)	uY	A(sq)	CTD	FIN	kw/s	Kw
	1 / 3							
4	cradle			4	4,3	0,54	0	0
4	tr. back			8,6	4,3	0,54	0	0
3	side belt			4,3	5	0,54	0	0
4	casing 8"			8,3	4,3	0,54	0	0
3	casing 16"			5,5	5	0,54	0	0
3	casing 24"			8,3	5	0,54	0	0
5B	gusset 8"			12	3,4	0,54	0	0
3	gusset 20"			16	5	0,54	0	0
	Mid							
5B	side belt			4,3	3,4	0,54	0	0
4	casing 8"			8,3	4,3	0,54	0	0
4	casing 16"			5,5	4,3	0,54	0	0
5B	casing 24"			8,3	3,4	0,54	0	0
5B	gusset 8"			12	3,4	0,54	0	0
3	gusset 20"			16	5	0,54	0	0
	2 / 3							
1	cradle			4	6,4	0,54	0	0
1	tr. back			8,6	6,4	0,54	0	0
1	side belt			4,3	6,4	0,54	0	0
1	casing 8"			8,3	6,4	0,54	0	0
1	casing 16"			5,5	6,4	0,54	0	0
5B	casing 24"			8,3	3,4	0,54	0	0
4	gusset 8"			12	4,3	0,54	0	0
5B	gusset 20"			16	3,4	0,54	0	0
3	burner			8,7	5	0,54	0	0

10

ANODE FRONT SIDE

TID	Pos.	T(°C)	uY	A(sq)	CTD	FIN	kw/s	Kw
	1 / 3							
10	cradle			4		0,54	0	0
	str. back			8,6		0,54	0	0
	side belt			4,3		0,54	0	0
	casing 8"			8,3		0,54	0	0
	casing 16"			5,5		0,54	0	0
	casing 24"			8,3		0,54	0	0
	gusset 8"			12		0,54	0	0
	gusset 20"			16		0,54	0	0
	Mid							
	side belt			4,3		0,54	0	0
	casing 8"			8,3		0,54	0	0
	casing 16"			5,5		0,54	0	0
	casing 24"			8,3		0,54	0	0
	gusset 8"			12		0,54	0	0
	gusset 20"			16		0,54	0	0
	2 / 3							
	cradle			4		0,54	0	0
	str. back			8,6		0,54	0	0
	side belt			4,3		0,54	0	0
	casing 8"			8,3		0,54	0	0
	casing 16"			5,5		0,54	0	0
	casing 24"			8,3		0,54	0	0
	gusset 8"			12		0,54	0	0
	gusset 20"			16		0,54	0	0
	burner			8,7		0,54	0	0

0

ANODE HEAD 2/3

TID	Pos.	T(°C)	uY	A(sq)	CTD	FIN	kw/s	Kw
4	nd belt			5,3	4,3	0,54	0	0
1	casing 16"			30	6,4	0,54	0	0
4	gusset			26	4,3	0,54	0	0

2

ANODE HEAD 1/3

TID	Pos.	T(°C)	uY	A(sq)	CTD	FIN	kw/s	Kw
2	5B nd belt			5,3	3	0,54	0	0
3	casing 16"			30	5	0,54	0	0
3	gusset			26	5	0,54	0	0

0

ANODE TOP

TD	Pos.	T(°C)	uV	A(sq)	CTD	Fin	kw?	Kw
1/3								
	us hfd			13		0,41	0	0
	s vertic.			79		0,54	0	0
	riquete			54		0,41	0	0
	stub30			33		0,54	0	0
3	stub50			33	5	0,54	0	0
	stub 1m			45		0,54	0	0
2/3								
3	us hfd			13	5	0,41	0	0
	s vertic.			79		0,54	0	0
4	riquete			54	4,3	0,41	0	0
1	stub50c			33	6,4	0,54	0	0
5B	stub50c			33	3,4	0,54	0	0
	stub 1m			45		0,54	0	0
3/3								
3	us hfd			13	5	0,41	0	0
5B	s vertic.			79	3,4	0,54	0	0
4	riquete			54	4,3	0,41	0	0
	stub30			33		0,54	0	0
	stub50			33		0,54	0	0
	stub 1m			45		0,54	0	0

5

5

112 71

total pot heat losses : 364

HEAT LOSSES SUMMARY

	KW	%
SIDE WALLS	195	54
ENDS	18	5
DECK TOP	11,2	3,1
DECK FACE	6,15	1,7
BOTTOM	22,5	6,2
ANODE CASING	24	6,6
ANODE TOP	5	
APRON & MANIFOLD	48,6	13
SPIKES	0	6,8
PASTE	0	1,3
CRUST	14,7	4
BARS	18	5
TOTAL	364	99
Q (THEORETICAL)	357	
DELTA KW	6	
DELTA %	1,69	

APÊNDICE II

EQUAÇÕES DE GERAÇÃO DE MALHAS NO PLANO TRANSFORMADO

i - INTRODUÇÃO

Nesse apêndice são obtidas as Equações (3.2.15) e (3.2.16) de geração de malhas a partir das Equações (3.2.11) e (3.2.12), sendo posteriormente aproximadas em diferenças finitas. Inicialmente desenvolve-se expressões para as derivadas de primeira e Segunda ordens da função $f(\xi, \eta)$ em relação a x e y , as quais são necessárias à obtenção das derivadas de x e y com relação a ξ e η no plano transformado. Finalmente, as equações transformadas resultantes são discretizadas sobre o domínio transformado.

Este apêndice, apesar de poder ser encontrado na íntegra em MALISKA (1995), é aqui transcrito para tornar completo o conteúdo relativo ao item geração de malhas.

ii - DERIVADAS DE PRIMEIRA E SEGUNDA ORDENS DA FUNÇÃO $f(\xi, \eta)$ EM RELAÇÃO A x E y

Neste apêndice, usa-se a seguinte simbologia:

$$\frac{\partial f}{\partial x} = f_x \quad \text{Para derivada de primeira ordem}$$

$$\frac{\partial}{\partial x} \left(\frac{\partial f}{\partial x} \right) = f_{xx} \quad \text{Para derivada de segunda ordem}$$

Considere-se a função $f = f(\xi, \eta)$, com $\xi = \xi(x, y)$ e $\eta = \eta(x, y)$.

Aplicando-se a regra da cadeia de derivação obtém-se:

$$f_x = f_\xi \xi_x + f_\eta \eta_x \quad (\text{i})$$

$$f_y = f_\xi \xi_y + f_\eta \eta_y \quad (\text{ii})$$

As derivadas de segunda ordem são encontradas através de nova aplicação da regra da cadeia. Diferenciando a Equação (i) em relação a x, obtém-se:

$$f_{xx} = \xi_{xx} f_\xi + \eta_{xx} f_\eta + (f_{\xi_x}) \xi_x + (f_{\eta_x}) \eta_x \quad (\text{iii})$$

Onde:

$$(f_{\xi_x}) = f_{\xi\xi} \xi_x + f_{\xi\eta} \eta_x \quad (\text{iv})$$

$$(f_{\eta_x}) = f_{\xi\eta} \xi_x + f_{\eta\eta} \eta_x \quad (\text{v})$$

Inserindo as Equações (iv) e (v) na Equação (iii) vem que

$$f_{xx} = \xi_{xx} f_\xi + \eta_{xx} f_\eta + \xi_x^2 f_{\xi\xi} + \xi_x \eta_x f_{\xi\eta} + \xi_x \eta_x f_{\xi\eta} + \eta_x^2 f_{\eta\eta} \quad (\text{vi})$$

De maneira idêntica, a segunda derivada da função f em relação a y é obtida pela diferenciação da Equação (ii), resultando

$$f_{yy} = \xi_{yy} f_\xi + \eta_{yy} f_\eta + \xi_y^2 f_{\xi\xi} + \xi_y \eta_y f_{\xi\eta} + \xi_y \eta_y f_{\xi\eta} + \eta_y^2 f_{\eta\eta} \quad (\text{vii})$$

iii – DERIVADAS DE PRIMEIRA E SEGUNDA ORDENS DE ξ E η EM RELAÇÃO À x E y .

Para a obtenção das equações de geração de malhas escritas no plano transformado, torna-se necessário a determinação das expressões das derivadas das variáveis independentes ξ e η em relação às coordenadas físicas x e y . As derivadas aqui apresentadas estão relacionadas às transformações definidas nas Equações (3.2.1) e (3.2.2).

DERIVADAS DE PRIMEIRA ORDEM

Para obter estas derivadas, monta-se um sistema de duas equações, fazendo f igual a x e y respectivamente na Equação (i). As duas incógnitas ξ_x e η_x são as derivadas procuradas. Da solução deste sistema resulta:

$$\xi_x = y_\eta * J \quad (\text{viii})$$

$$\eta_x = -y_\xi * J \quad (\text{ix})$$

Do mesmo modo, fazendo f igual a x e y na Equação (ii), obtém-se um sistema similar ao anterior. Seus parâmetros desconhecidos são ξ_y e η_y . Resolvendo este sistema, obtém-se:

$$\xi_y = -x_\eta * J \quad (\text{x})$$

$$\eta_y = x_\xi * J \quad (\text{xi})$$

DERIVADAS DE SEGUNDA ORDEM

Fazendo f igual a x e y na Equação (vi), obtém-se um sistema de equações cujas incógnitas são ξ_{xx} e η_{xx} . Sua solução é:

$$\xi_{xx} = -(E_1 \xi_x + F_1 \xi_y) \quad (\text{xii})$$

$$\eta_{xx} = -(E_1 \eta_x + F_1 \eta_y) \quad (\text{xiii})$$

Onde:

$$E_1 = x_{\xi\xi} \xi_x^2 + x_{\eta\eta} \eta_x^2 + 2x_{\xi\eta} \eta_x \xi_x \quad (\text{xiv})$$

$$F_1 = y_{\xi\xi} \xi_x^2 + y_{\eta\eta} \eta_x^2 + 2y_{\xi\eta} \eta_x \xi_x \quad (\text{xv})$$

Identicamente, fazendo f igual a x e y na Equação (vii), obtém-se um sistema de equações cujas incógnitas são ξ_{yy} e η_{yy} . Resolvendo este sistema, obtém-se:

$$\xi_{yy} = -(E_2 \xi_x + F_2 \xi_y) \quad (\text{xvi})$$

$$\eta_{yy} = -(E_2 \eta_x + F_2 \eta_y) \quad (\text{xvii})$$

Onde

$$E_2 = x_{\xi\xi} \xi_y^2 + x_{\eta\eta} \eta_y^2 + 2x_{\xi\eta} \eta_y \xi_y$$

$$F_2 = y_{\xi\xi} \xi_y^2 + y_{\eta\eta} \eta_y^2 + 2y_{\xi\eta} \eta_y \xi_y$$

iv – EQUAÇÕES DE GERAÇÃO DE MALHAS NO DOMÍNIO TRANSFORMADO

O sistema elíptico de geração de malhas escrito no plano físico, e a ser transformado para o domínio de cálculos, é dado pelas equações (ix) e (x), as quais são aqui transcritas:

$$\xi_{xx} + \xi_{yy} = P(\xi, \eta) \quad (3.2.11)$$

$$\eta_{xx} + \eta_{yy} = Q(\xi, \eta) \quad (3.2.12)$$

Inserindo as Equações (xii) e (xiv) na Equação (3.2.11) e as Equações (xiii) e (xv) na Equação (3.2.12), resulta:

$$-(E_1 + E_2)\xi_x - (F_1 + F_2)\xi_y = P(\xi, \eta) \quad (\text{xviii})$$

$$-(E_1 + E_2)\eta_x - (F_1 + F_2)\eta_y = Q(\xi, \eta) \quad (\text{xix})$$

Nestas equações, as quantidades $(E_1 + E_2)$ e $(F_1 + F_2)$ são as expressões para x e y no plano transformado, ou seja, são as equações transformadas procuradas, definindo:

$$E = (E_1 + E_2)$$

$$F = (F_1 + F_2),$$

As Equações (xviii) e (xix) reduzem a

$$E \xi_x + F \xi_y = -P(\xi, \eta) \quad (\text{xx})$$

$$E \eta_x + F \eta_y = -Q(\xi, \eta) \quad (\text{xxi})$$

Resolvendo este sistema de equações, obtém-se:

$$E = (-P \eta_y + Q \xi_y) / J \quad (\text{xxii})$$

$$F = (P \eta_x - Q \xi_x) / J \quad (\text{xxiii})$$

Ou

$$\alpha x_{\xi\xi} + \gamma x_{\eta\eta} - 2\beta x_{\xi\eta} + \frac{1}{J^2}(Px_{\xi} + Qx_{\eta}) = 0 \quad (\text{xiv})$$

$$\alpha y_{\xi\xi} + \gamma y_{\eta\eta} - 2\beta y_{\xi\eta} + \frac{1}{J^2}(Py_{\xi} + Qy_{\eta}) = 0 \quad (\text{xv})$$

As Equações (xiv) e (xv) constituem o sistema de geração de malhas escrito para as coordenadas físicas no plano transformado. Os coeficientes α , β e γ são dados na seção 3.2.

APÊNDICE III

ROTINAS DE TRANSFORMAÇÃO PARA O DOMÍNIO GENERALIZADO DE COORDENADAS

Este apêndice mostra as rotinas que transformam o domínio real do cátodo em uma malha no sistema generalizado de coordenadas.

A Rotina nca1.m abaixo gera a matriz de coordenadas de contorno. Esta rotina define adicionalmente as matrizes dos coeficientes de acoplamento.

ROTINA nca1.m - CONDIÇÕES DE CONTORNO – GERAÇÃO DA MALHA GENERALIZADA NO CATODO

```

% -----
%          ESCOLA DE ENGENHARIA DE SÃO CARLOS - USP
%          DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA TÉRMICA E FLUIDO DINÂMICA
% -----
%
%          MODELO TÉRMICO BIDIRECIONAL DE CONDUÇÃO DE CALOR USANDO
%          DIFERENÇAS FINITAS
%
%          SOLUÇÃO PARA O PROBLEMA DO CATODO
%
%          DATA INPUT
%
%height = 136;          % cathode height in cm
%width  = 169;          % cathode half width in cm
I = 10;                 % number of lines of the net
J = 20;                 % number of columns of the net

%          MATRIX DEFINITION

for i=1:I
  for j=1:J
    x(i,j)=70;
    y(i,j)=85;
  end
end

%          CATHODE NET GENERATION

%          DEFINIÇÃO DOS CONTORNOS
% Ksil - em Sigma 1 - 20 pontos
x(1,1)=1; y(1,1)=20; x(1,2)=10; y(1,2)=20; x(1,3)=20; y(1,3)=20;
x(1,4)=30; y(1,4)=20; x(1,5)=40; y(1,5)=20; x(1,6)=43; y(1,6)=30;
x(1,7)=46; y(1,7)=40; x(1,8)=49; y(1,8)=50; x(1,9)=52; y(1,9)=60;
x(1,10)=55; y(1,10)=70; x(1,11)=58; y(1,11)=80; x(1,12)=61; y(1,12)=90;
x(1,13)=64; y(1,13)=100; x(1,14)=64; y(1,14)=110; x(1,15)=64; y(1,15)=120;

```

```
x(1,16)=64; y(1,16)=130; x(1,17)=64; y(1,17)=140; x(1,18)=64; y(1,18)=150;
x(1,19)=64; y(1,19)=160; x(1,20)=64; y(1,20)=169;
```

```
% Ksi10 - em Sigma 2 - 20 pontos
```

```
x(10,1)=1; y(10,1)=1; x(10,2)=10; y(10,2)=1; x(10,3)=20; y(10,3)=1;
x(10,4)=30; y(10,4)=1; x(10,5)=40; y(10,5)=1; x(10,6)=50; y(10,6)=1;
x(10,7)=60; y(10,7)=1; x(10,8)=72; y(10,8)=1; x(10,9)=82; y(10,9)=10;
x(10,10)=90; y(10,10)=20; x(10,11)=99; y(10,11)=30; x(10,12)=108; y(10,12)=40;
x(10,13)=117; y(10,13)=50; x(10,14)=125; y(10,14)=60; x(10,15)=136; y(10,15)=72;
x(10,16)=136; y(10,16)=90; x(10,17)=136; y(10,17)=110; x(10,18)=136; y(10,18)=130;
x(10,19)=136; y(10,19)=150; x(10,20)=136; y(10,20)=169;
```

```
% N1 - em Sigma 3 - 10 pontos
```

```
x(1,1)=1; y(1,1)=20; x(2,1)=1; y(2,1)=17; x(3,1)=1; y(3,1)=15;
x(4,1)=1; y(4,1)=13; x(5,1)=1; y(5,1)=11; x(6,1)=1; y(6,1)=9;
x(7,1)=1; y(7,1)=7; x(8,1)=1; y(8,1)=5; x(9,1)=1; y(9,1)=3;
x(10,1)=1; y(10,1)=1;
```

```
% N20 - em Sigma 4 - 10 pontos
```

```
x(1,20)=64; y(1,20)=169; x(2,20)=75; y(2,20)=169; x(3,20)=85; y(3,20)=169;
x(4,20)=95; y(4,20)=169; x(5,20)=105; y(5,20)=169; x(6,20)=115; y(6,20)=169;
x(7,20)=120; y(7,20)=169; x(8,20)=125; y(8,20)=169; x(9,20)=130; y(9,20)=169;
x(10,20)=136; y(10,20)=169;
```

```
% Matrizes Coeficientes de acoplamento e coeficientes A
```

```
A(10,20)=0;
al(10,20)=0;
be(10,20)=0;
ga(10,20)=0;
J(10,20)=0;
```

```
% Matrizes Coeficientes de acoplamento e coeficientes A - instante anterior
```

```
xa=x;
ya=y;
Aa=A;
ala=al;
bea=be;
gaa=ga;
Ja=J;
```

```
% Traçando a grade
```

```
i=1; j=20; k=10; l=1;
```

```
px1=[x(i,1) x(i,2) x(i,3) x(i,4) x(i,5) x(i,6) x(i,7) x(i,8) x(i,9)...
x(i,10) x(i,11) x(i,12) x(i,13) x(i,14) x(i,15) x(i,16) x(i,17)...
x(i,18) x(i,19) x(i,20) x(2,j) x(3,j) x(4,j) x(5,j) x(6,j) x(7,j)...
x(8,j) x(9,j) x(10,j) x(k,19) x(k,18) x(k,17) x(k,16) x(k,15)...
x(k,14) x(k,13) x(k,12) x(k,11) x(k,10) x(k,9) x(k,8) x(k,7) x(k,6)...
x(k,5) x(k,4) x(k,3) x(k,2) x(k,1) x(9,1) x(8,1) x(7,1) x(6,1) x(5,1)...
x(4,1) x(3,1) x(2,1) x(1,1)];
```

```
py1=[y(i,1) y(i,2) y(i,3) y(i,4) y(i,5) y(i,6) y(i,7) y(i,8) y(i,9)...
y(i,10) y(i,11) y(i,12) y(i,13) y(i,14) y(i,15) y(i,16) y(i,17)...
y(i,18) y(i,19) y(i,20) y(2,j) y(3,j) y(4,j) y(5,j) y(6,j) y(7,j)...
y(8,j) y(9,j) y(10,j) y(k,19) y(k,18) y(k,17) y(k,16) y(k,15)...
y(k,14) y(k,13) y(k,12) y(k,11) y(k,10) y(k,9) y(k,8) y(k,7) y(k,6)...
y(k,5) y(k,4) y(k,3) y(k,2) y(k,1) y(9,1) y(8,1) y(7,1) y(6,1) y(5,1)...
y(4,1) y(3,1) y(2,1) y(1,1)];
```

```
plot(py1,px1)
```

A Rotina nca2.m abaixo gera os pontos internos da malha a partir das formulações mostradas no Capítulo 2. A rotina também gera as matrizes P e Q para controle de espaçamento das linhas.

ROTINA nca2.m - GERAÇÃO DA MALHA GENERALIZADA NO CATODO

```

% -----
%           ESCOLA DE ENGENHARIA DE SÃO CARLOS - USP
%     DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA TÉRMICA E FLUIDO DINÂMICA
% -----
%
%     MODELO TÉRMICO BIDIRECIONAL DE CONDUÇÃO DE CALOR USANDO
%           DIFERENÇAS FINITAS
%
%     SOLUÇÃO PARA O PROBLEMA DO CATODO
%
%     DATA INPUT
%
%height = 136;      % cathode height in cm
%width  = 169;      % cathode half width in cm

% Matrizes P e Q - controle de espaçamento da linhas do sistema de coordenadas

% Concentrando as linhas coordenadas para :
% próximo da carcaça do catodo (Ksi=10)
% Próximo ao ponto (10,15)

% coeficientes de intensidade de atração
% linha ksi=10
ksi=10;
a10=1;
c10=1;
% ponto (10,15)
b=1;
d=1;
% linha neta=15
net=15;
a15=1;
c15=1;

    for i=2:9
        for j=2:19
            P(i,j)=-a10*sign(i-ksi)*exp(-c10*abs(i-ksi))-...
                b*sign(i-10)*exp(-d*((i-10)^2+(j-15)^2)^(1/2));
            Q(i,j)=-a15*sign(i-net)*exp(-c15*abs(i-net))-...
                b*sign(i-10)*exp(-d*((i-10)^2+(j-15)^2)^(1/2));
        end
    end

n=0; % Looping counter
while n<100

    for i=2:9
        for j=2:19
            al(i,j)=((x(i-1,j)-x(i+1,j))/2)^2+((y(i-1,j)-y(i+1,j))/2)^2;

```

```

be(i,j)=(x(i-1,j+1)+x(i+1,j-1)-x(i+1,j+1)-x(i-1,j-1))/4+(y(i-1,j+1)...
+y(i+1,j-1)-y(i+1,j+1)-y(i-1,j-1))/4;

```

```

ga(i,j)=((x(i,j+1)-x(i,j-1))/2)^2+((y(i,j+1)-y(i,j-1))/2)^2;

```

```

J(i,j)=2*((y(i-1,j)-y(i+1,j))*(x(i,j+1)-x(i,j-1))-(x(i-1,j)...
-x(i+1,j))*(y(i,j+1)-y(i,j-1)));

```

```

% MATRIZ DE COEFICIENTES (A)

```

```

A(i,j)=2*al(i,j) + 2*ga(i,j);           % Ap
A(i,j+1)=al(i,j) + P(i,j)/(2*(J(i,j))^2); % Ae
A(i,j-1)=al(i,j) - P(i,j)/(2*(J(i,j))^2); % Aw
A(i-1,j)=ga(i,j) + Q(i,j)/(2*(J(i,j))^2); % An
A(i+1,j)=ga(i,j) - Q(i,j)/(2*(J(i,j))^2); % AS
A(i-1,j+1)= -1*((be(1,j))/2);           % Ane
A(i+1,j-1)= -1*((be(1,j))/2);           % Asw
A(i-1,j-1)=(be(i,j))/2;                  % Anw
A(i+1,j+1)=(be(i,j))/2;                  % Ase

```

```

% GERANDO OS PONTOS INTERNOS

```

```

x(i,j)=(1/A(i,j))*(A(i,j+1)*x(i,j+1)+A(i,j-1)*x(i,j-1)+A(i-1,j)*x(i-1,j)...
+A(i+1,j)*x(i+1,j)+A(i-1,j+1)*x(i-1,j+1)+A(i-1,j-1)*x(i-1,j-1)...
+A(i+1,j+1)*x(i+1,j+1)+A(i+1,j-1)*x(i+1,j-1));

```

```

y(i,j)=(1/A(i,j))*(A(i,j+1)*y(i,j+1)+A(i,j-1)*y(i,j-1)+A(i-1,j)*y(i-1,j)...
+A(i+1,j)*y(i+1,j)+A(i-1,j+1)*y(i-1,j+1)+A(i-1,j-1)*y(i-1,j-1)...
+A(i+1,j+1)*y(i+1,j+1)+A(i+1,j-1)*y(i+1,j-1));

```

```

%al(i,j)

```

```

%be(i,j)

```

```

%ga(i,j)

```

```

%J(i,j)

```

```

%A(i,j)

```

```

%x(i,j)

```

```

%y(i,j)

```

```

end

```

```

end

```

```

% Sobre-relaxando coeficientes e pontos gerados

```

```

x= .7e-0*x +(1-.7e-0)*xa;

```

```

y= .7e-0*y +(1-.7e-0)*ya;

```

```

A= .7e-0*A +(1-.7e-0)*Aa;

```

```

al= .7e-0*al+(1-.7e-0)*ala;

```

```

be= .7e-0*be+(1-.7e-0)*bea;

```

```

ga= .7e-0*ga+(1-.7e-0)*gaa;

```

```

J= .7e-0*J +(1-.7e-0)*Ja;

```

```

xa=x; ya=y; Aa=A;

```

```

ala=al; bea=be; gaa=ga; Ja=J;

```

```

n=n+1;

```

```

end

```

```

% Traçando a grade

```

```

i=1; j=20; k=10; l=1;

```

```

px1=[x(i,1) x(i,2) x(i,3) x(i,4) x(i,5) x(i,6) x(i,7) x(i,8) x(i,9)...

```

```

x(i,10) x(i,11) x(i,12) x(i,13) x(i,14) x(i,15) x(i,16) x(i,17)...

```

```

x(i,18) x(i,19) x(i,20) x(2,j) x(3,j) x(4,j) x(5,j) x(6,j) x(7,j)...

```

x(8,j) x(9,j) x(10,j) x(k,19) x(k,18) x(k,17) x(k,16) x(k,15)...
 x(k,14) x(k,13) x(k,12) x(k,11) x(k,10) x(k,9) x(k,8) x(k,7) x(k,6)...
 x(k,5) x(k,4) x(k,3) x(k,2) x(k,1) x(9,1) x(8,1) x(7,1) x(6,1) x(5,1)...
 x(4,1) x(3,1) x(2,1) x(1,1)];

py1=[y(i,1) y(i,2) y(i,3) y(i,4) y(i,5) y(i,6) y(i,7) y(i,8) y(i,9)...
 y(i,10) y(i,11) y(i,12) y(i,13) y(i,14) y(i,15) y(i,16) y(i,17)...
 y(i,18) y(i,19) y(i,20) y(2,j) y(3,j) y(4,j) y(5,j) y(6,j) y(7,j)...
 y(8,j) y(9,j) y(10,j) y(k,19) y(k,18) y(k,17) y(k,16) y(k,15)...
 y(k,14) y(k,13) y(k,12) y(k,11) y(k,10) y(k,9) y(k,8) y(k,7) y(k,6)...
 y(k,5) y(k,4) y(k,3) y(k,2) y(k,1) y(9,1) y(8,1) y(7,1) y(6,1) y(5,1)...
 y(4,1) y(3,1) y(2,1) y(1,1)];

i=2; k=3;

px2=[x(i,1) x(i,2) x(i,3) x(i,4) x(i,5) x(i,6) x(i,7) x(i,8) x(i,9)...
 x(i,10) x(i,11) x(i,12) x(i,13) x(i,14) x(i,15) x(i,16) x(i,17)...
 x(i,18) x(i,19) x(i,20) x(k,20) x(k,19) x(k,18) x(k,17) x(k,16)...
 x(k,15) x(k,14) x(k,13) x(k,12) x(k,11) x(k,10) x(k,9) x(k,8) x(k,7)...
 x(k,6) x(k,5) x(k,4) x(k,3) x(k,2) x(k,1)];

py2=[y(i,1) y(i,2) y(i,3) y(i,4) y(i,5) y(i,6) y(i,7) y(i,8) y(i,9)...
 y(i,10) y(i,11) y(i,12) y(i,13) y(i,14) y(i,15) y(i,16) y(i,17)...
 y(i,18) y(i,19) y(i,20) y(k,20) y(k,19) y(k,18) y(k,17) y(k,16)...
 y(k,15) y(k,14) y(k,13) y(k,12) y(k,11) y(k,10) y(k,9) y(k,8) y(k,7)...
 y(k,6) y(k,5) y(k,4) y(k,3) y(k,2) y(k,1)];

i=4; k=5;

px4=[x(i,1) x(i,2) x(i,3) x(i,4) x(i,5) x(i,6) x(i,7) x(i,8) x(i,9)...
 x(i,10) x(i,11) x(i,12) x(i,13) x(i,14) x(i,15) x(i,16) x(i,17)...
 x(i,18) x(i,19) x(i,20) x(k,20) x(k,19) x(k,18) x(k,17) x(k,16)...
 x(k,15) x(k,14) x(k,13) x(k,12) x(k,11) x(k,10) x(k,9) x(k,8) x(k,7)...
 x(k,6) x(k,5) x(k,4) x(k,3) x(k,2) x(k,1)];

py4=[y(i,1) y(i,2) y(i,3) y(i,4) y(i,5) y(i,6) y(i,7) y(i,8) y(i,9)...
 y(i,10) y(i,11) y(i,12) y(i,13) y(i,14) y(i,15) y(i,16) y(i,17)...
 y(i,18) y(i,19) y(i,20) y(k,20) y(k,19) y(k,18) y(k,17) y(k,16)...
 y(k,15) y(k,14) y(k,13) y(k,12) y(k,11) y(k,10) y(k,9) y(k,8) y(k,7)...
 y(k,6) y(k,5) y(k,4) y(k,3) y(k,2) y(k,1)];

i=6; k=7;

px6=[x(i,1) x(i,2) x(i,3) x(i,4) x(i,5) x(i,6) x(i,7) x(i,8) x(i,9)...
 x(i,10) x(i,11) x(i,12) x(i,13) x(i,14) x(i,15) x(i,16) x(i,17)...
 x(i,18) x(i,19) x(i,20) x(k,20) x(k,19) x(k,18) x(k,17) x(k,16)...
 x(k,15) x(k,14) x(k,13) x(k,12) x(k,11) x(k,10) x(k,9) x(k,8) x(k,7)...
 x(k,6) x(k,5) x(k,4) x(k,3) x(k,2) x(k,1)];

py6=[y(i,1) y(i,2) y(i,3) y(i,4) y(i,5) y(i,6) y(i,7) y(i,8) y(i,9)...
 y(i,10) y(i,11) y(i,12) y(i,13) y(i,14) y(i,15) y(i,16) y(i,17)...
 y(i,18) y(i,19) y(i,20) y(k,20) y(k,19) y(k,18) y(k,17) y(k,16)...
 y(k,15) y(k,14) y(k,13) y(k,12) y(k,11) y(k,10) y(k,9) y(k,8) y(k,7)...
 y(k,6) y(k,5) y(k,4) y(k,3) y(k,2) y(k,1)];

i=8; k=9;

px8=[x(i,1) x(i,2) x(i,3) x(i,4) x(i,5) x(i,6) x(i,7) x(i,8) x(i,9)...
 x(i,10) x(i,11) x(i,12) x(i,13) x(i,14) x(i,15) x(i,16) x(i,17)...
 x(i,18) x(i,19) x(i,20) x(k,20) x(k,19) x(k,18) x(k,17) x(k,16)...
 x(k,15) x(k,14) x(k,13) x(k,12) x(k,11) x(k,10) x(k,9) x(k,8) x(k,7)...
 x(k,6) x(k,5) x(k,4) x(k,3) x(k,2) x(k,1)];

py8=[y(i,1) y(i,2) y(i,3) y(i,4) y(i,5) y(i,6) y(i,7) y(i,8) y(i,9)...
 y(i,10) y(i,11) y(i,12) y(i,13) y(i,14) y(i,15) y(i,16) y(i,17)...
 y(i,18) y(i,19) y(i,20) y(k,20) y(k,19) y(k,18) y(k,17) y(k,16)...
 y(k,15) y(k,14) y(k,13) y(k,12) y(k,11) y(k,10) y(k,9) y(k,8) y(k,7)...
 y(k,6) y(k,5) y(k,4) y(k,3) y(k,2) y(k,1)];

i=2; j=3;

qx2=[x(1,i) x(2,i) x(3,i) x(4,i) x(5,i) x(6,i) x(7,i) x(8,i) x(9,i) x(10,i)...
 x(10,j) x(9,j) x(8,j) x(7,j) x(6,j) x(5,j) x(4,j) x(3,j) x(2,j) x(1,j)];

```

qy2=[y(1,i) y(2,i) y(3,i) y(4,i) y(5,i) y(6,i) y(7,i) y(8,i) y(9,i) y(10,i)...
      y(10,j) y(9,j) y(8,j) y(7,j) y(6,j) y(5,j) y(4,j) y(3,j) y(2,j) y(1,j)];
i=4; j=5;
qx4=[x(1,i) x(2,i) x(3,i) x(4,i) x(5,i) x(6,i) x(7,i) x(8,i) x(9,i) x(10,i)...
      x(10,j) x(9,j) x(8,j) x(7,j) x(6,j) x(5,j) x(4,j) x(3,j) x(2,j) x(1,j)];
qy4=[y(1,i) y(2,i) y(3,i) y(4,i) y(5,i) y(6,i) y(7,i) y(8,i) y(9,i) y(10,i)...
      y(10,j) y(9,j) y(8,j) y(7,j) y(6,j) y(5,j) y(4,j) y(3,j) y(2,j) y(1,j)];
i=6; j=7;
qx6=[x(1,i) x(2,i) x(3,i) x(4,i) x(5,i) x(6,i) x(7,i) x(8,i) x(9,i) x(10,i)...
      x(10,j) x(9,j) x(8,j) x(7,j) x(6,j) x(5,j) x(4,j) x(3,j) x(2,j) x(1,j)];
qy6=[y(1,i) y(2,i) y(3,i) y(4,i) y(5,i) y(6,i) y(7,i) y(8,i) y(9,i) y(10,i)...
      y(10,j) y(9,j) y(8,j) y(7,j) y(6,j) y(5,j) y(4,j) y(3,j) y(2,j) y(1,j)];
i=8; j=9;
qx8=[x(1,i) x(2,i) x(3,i) x(4,i) x(5,i) x(6,i) x(7,i) x(8,i) x(9,i) x(10,i)...
      x(10,j) x(9,j) x(8,j) x(7,j) x(6,j) x(5,j) x(4,j) x(3,j) x(2,j) x(1,j)];
qy8=[y(1,i) y(2,i) y(3,i) y(4,i) y(5,i) y(6,i) y(7,i) y(8,i) y(9,i) y(10,i)...
      y(10,j) y(9,j) y(8,j) y(7,j) y(6,j) y(5,j) y(4,j) y(3,j) y(2,j) y(1,j)];
i=10; j=11;
qx10=[x(1,i) x(2,i) x(3,i) x(4,i) x(5,i) x(6,i) x(7,i) x(8,i) x(9,i) x(10,i)...
       x(10,j) x(9,j) x(8,j) x(7,j) x(6,j) x(5,j) x(4,j) x(3,j) x(2,j) x(1,j)];
qy10=[y(1,i) y(2,i) y(3,i) y(4,i) y(5,i) y(6,i) y(7,i) y(8,i) y(9,i) y(10,i)...
       y(10,j) y(9,j) y(8,j) y(7,j) y(6,j) y(5,j) y(4,j) y(3,j) y(2,j) y(1,j)];
i=12; j=13;
qx12=[x(1,i) x(2,i) x(3,i) x(4,i) x(5,i) x(6,i) x(7,i) x(8,i) x(9,i) x(10,i)...
       x(10,j) x(9,j) x(8,j) x(7,j) x(6,j) x(5,j) x(4,j) x(3,j) x(2,j) x(1,j)];
qy12=[y(1,i) y(2,i) y(3,i) y(4,i) y(5,i) y(6,i) y(7,i) y(8,i) y(9,i) y(10,i)...
       y(10,j) y(9,j) y(8,j) y(7,j) y(6,j) y(5,j) y(4,j) y(3,j) y(2,j) y(1,j)];
i=14; j=15;
qx14=[x(1,i) x(2,i) x(3,i) x(4,i) x(5,i) x(6,i) x(7,i) x(8,i) x(9,i) x(10,i)...
       x(10,j) x(9,j) x(8,j) x(7,j) x(6,j) x(5,j) x(4,j) x(3,j) x(2,j) x(1,j)];
qy14=[y(1,i) y(2,i) y(3,i) y(4,i) y(5,i) y(6,i) y(7,i) y(8,i) y(9,i) y(10,i)...
       y(10,j) y(9,j) y(8,j) y(7,j) y(6,j) y(5,j) y(4,j) y(3,j) y(2,j) y(1,j)];
i=16; j=17;
qx16=[x(1,i) x(2,i) x(3,i) x(4,i) x(5,i) x(6,i) x(7,i) x(8,i) x(9,i) x(10,i)...
       x(10,j) x(9,j) x(8,j) x(7,j) x(6,j) x(5,j) x(4,j) x(3,j) x(2,j) x(1,j)];
qy16=[y(1,i) y(2,i) y(3,i) y(4,i) y(5,i) y(6,i) y(7,i) y(8,i) y(9,i) y(10,i)...
       y(10,j) y(9,j) y(8,j) y(7,j) y(6,j) y(5,j) y(4,j) y(3,j) y(2,j) y(1,j)];
i=18; j=19;
qx18=[x(1,i) x(2,i) x(3,i) x(4,i) x(5,i) x(6,i) x(7,i) x(8,i) x(9,i) x(10,i)...
       x(10,j) x(9,j) x(8,j) x(7,j) x(6,j) x(5,j) x(4,j) x(3,j) x(2,j) x(1,j)];
qy18=[y(1,i) y(2,i) y(3,i) y(4,i) y(5,i) y(6,i) y(7,i) y(8,i) y(9,i) y(10,i)...
       y(10,j) y(9,j) y(8,j) y(7,j) y(6,j) y(5,j) y(4,j) y(3,j) y(2,j) y(1,j)];
%plot(px1,py1,px2,py2,px4,py4,px6,py6,px8,py8,qx2,qy2,qx4,qy4,qx6,qy6,...
%   qx8,qy8,qx10,qy10,qx12,qy12,qx14,qy14,qx16,qy16,qx18,qy18);

plot(py1,px1,py2,px2,py4,px4,py6,px6,py8,px8,qy2,qx2,qy4,qx4,qy6,qx6,...
      qy8,qx8,qy10,qx10,qy12,qx12,qy14,qx14,qy16,qx16,qy18,qx18);

save nncat2.mat

```


APÊNDICE IV

ROTINAS DE SOLUÇÃO DO PROBLEMA DO CÁTODO

Este apêndice mostra as rotinas que resolvem o problema do cátodo a partir do sistema já ortogonalizado. As rotinas contidas neste apêndice são:

- Rotina de geração das temperaturas de contorno do cátodo;
- Rotina de geração dos coeficientes térmicos do cátodo; e
- Rotina de cálculo das temperaturas internas do cátodo.

A rotina ncal.m mostrada abaixo gera uma matriz contendo as temperaturas de contorno da secção transversal do cátodo. A Figura iv - 1 mostra a vista tridimensional do resultado da execução da rotina. A Figura mostra valores de temperatura nulos nos pontos centrais da malha.

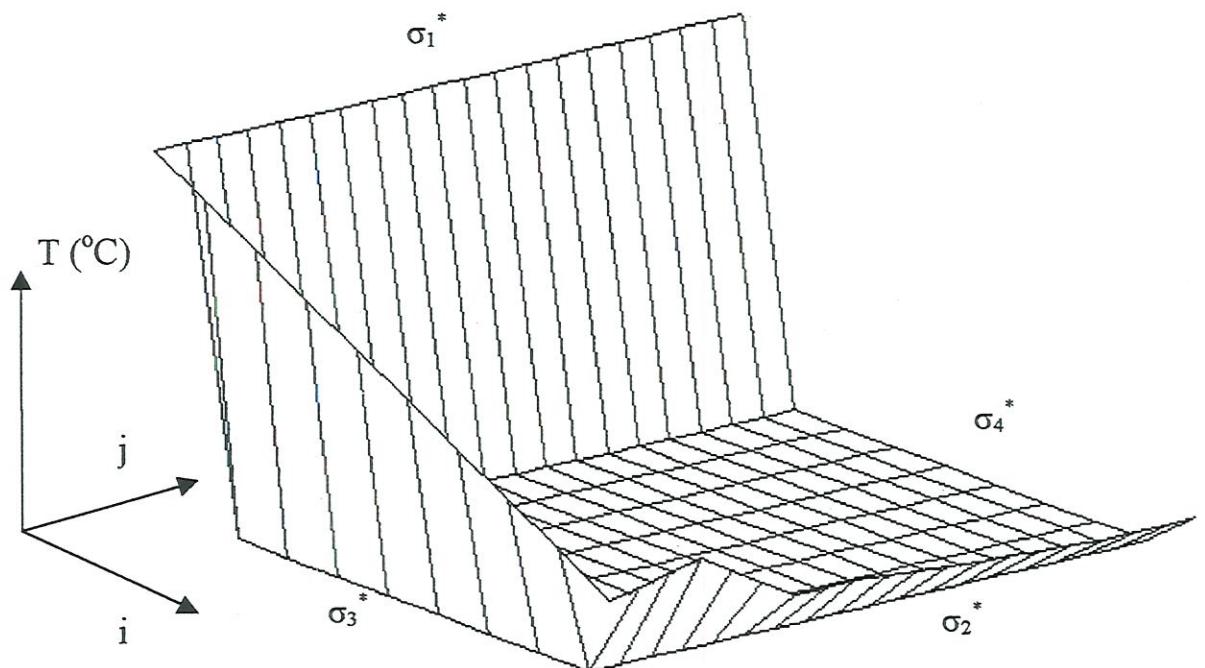


FIGURA iv - 1 - Vista tridimensional das temperaturas de contorno na malha transformada.

ROTINA tccat.m - TEMPERATURAS DE CONTORNO DO CATODO

```

% -----
%          ESCOLA DE ENGENHARIA DE SÃO CARLOS - USP
%          DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA TÉRMICA E FLUIDO DINÂMICA
% -----
%
%
%          MODELO TÉRMICO BIDIRECIONAL DE CONDUÇÃO DE CALOR USANDO
%          DIFERENÇAS FINITAS
%
%          SOLUÇÃO PARA O PROBLEMA DO CATODO
%
%          INPUT DATA
%
height = 136;          % Altura do catodo em cm
width = 169;          % Metade da largura do catodo em cm
W = 10;                % número de linhas da malha
H = 20;                % número de colunas da malha
Dx=height/W;
Dy=width/H;
%
T1 = 967;              % Temperatura do metal da cuba - Fronteira Sigma 1
T2 = 250;              % Temperatura do corner do deckplate com a lateral
T3 = 107;              % Temperatura no fundo da carcaca, linha de centro
%
%          MATRIZ TEMPERATURAS DE CONTORNO (TC)
%
%          % CONTATO COM O BANHO E METAL DA CUBA - FRONTEIRA SIGMA 1
for j=1:H
    TC(1,j)=T1;
end

%          % TEMPERATURA DO DECKPLATE DA CUBA - FRONTEIRA SIGMA 3
for i=1:W
    TC(i,1)=T1-((T1-T2)/(W-1))*(i-1);
end

%          % TEMPERATURAS DA CARCAÇA DO CATODO - FRONTEIRA SIGMA 2
%          % LATERAL
TC(10,2)=260;
TC(10,3)=280;
TC(10,4)=299;
TC(10,5)=252;
TC(10,6)=200;
TC(10,7)=151;
TC(10,8)=150;
%          % RAMPA
TC(10,9)=155;
TC(10,10)=147;
TC(10,11)=140;
TC(10,12)=133;
TC(10,13)=124;
TC(10,14)=120;
TC(10,15)=115;
%          % FUNDO

```

```
TC(10,16)=111;
TC(10,17)=107;
TC(10,18)=107;
TC(10,19)=107;
TC(10,20)=107;
```

```
% CONDIÇÃO DE CONTORNO NA LINHA DE CENTRO DO CATODO
% - FRONTEIRA SIGMA 4
% fluxo de calor = zero
```

```
% ASSUMINDO OS VALORES ZEROS INTERNOS IGUAL A COLUNA 1
TC1=TC;
for i=2:W-1
    for j=2:H-1
        TC1(i,j)=TC(i,1);
    end
end
```

A rotina caa01.m mostrada abaixo gera uma matriz contendo os coeficientes térmicos dos materiais da seção transversal do cátodo.

ROTINA caa01.m - COEFICIENTES TÉRMICOS DO CATODO

```
% -----
% ESCOLA DE ENGENHARIA DE SÃO CARLOS - USP
% DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA TÉRMICA E FLUIDO DINÂMICA
% -----
%
%
% MODELO TÉRMICO BIDIRECIONAL DE CONDUÇÃO DE CALOR USANDO
% DIFERENÇAS FINITAS
%
% SOLUÇÃO PARA O PROBLEMA DO CATODO
%
% MATRIZ DE COEFICIENTES (C)
%
% OPÇÃO PARA A ESCOLHA DA SEÇÃO TRANSVERSAL DO CATODO
%
disp(' OPÇÕES PARA A SECAO TRANSVERSAL DO CATODO ')
disp(' 1 - SEM BARRA COLETORA')
disp(' 2 - COM BARRA COLETORA')

section=input('Entre com a secao transversal: ');

% DIMENSÕES DO CATODO

W=10;          % Número de linhas da rede
H=20;          % Número de colunas da rede
%
% CONDUTIVIDADE TERMICA DOS MATERIAIS (VALORES ASSUMIDOS INICIALMENTE)
cpa=1;         % Cp antracita
cpt=1.5;       % Cp tijolos refratários
cppi=2;        % Cp placas isolantes
```

```

cpci=2;          % Cp concreto isolante
cpcr=1;          % Cp concreto refratário
cpb=1.5;% Cp banho sólido
cpaco=0.465;    % Cp aço
ka=10;           % Condutividade térmica antracita (W/mk)
kt=5;           % Condutividade térmica tijolo refratário (W/mk)
kpi=1.0; % Condutividade térmica placa isolante (W/mk)
kci=1.5; % Condutividade térmica concreto isolante (W/mk)
kcr=3.5; % Condutividade térmica concreto refratário (W/mk)
kb=5;           % Condutividade térmica banho sólido (W/mk)
kaco=54;        % Condutividade térmica aço (W/mk)
a=ka/cpa;       % constante térmica para a antracita
t=kt/cpt; % constante térmica para o tojolo refratário
pi=kpi/cppi;    % constante térmica para a placa isolante
ci=kci/cpci;    % constante térmica para o concreto isolante
cr=kcr/cpcr;    % constante térmica para o concreto refratario
b=kb/cpb;       % constante térmica para o banho sólido
aco=kaco/cpaco; % constante térmica para o aço

```

```

% DEFININDO MATRIZ COEFICIENTES TÉRMICOS
C(W,H)=0;

```

```

% Bloco de fundo de antracita

```

```

for i=2:6;
    for j=12:18;
        C(i,j)=a;
    end
end
for i=2:5;
    C(i,19)=a;
end
C(3,11)=a; C(4,11)=a; C(5,11)=a; C(6,11)=a;
C(4,10)=a; C(5,10)=a; C(6,10)=a; C(7,10)=a;
C(4,9)=a; C(5,9)=a; C(6,9)=a; C(7,9)=a; C(8,9)=a;
C(4,8)=a; C(5,8)=a; C(6,8)=a; C(7,8)=a; C(8,8)=a;
C(5,7)=a; C(6,7)=a; C(7,7)=a; C(8,7)=a; C(9,7)=a;
C(6,6)=a; C(7,6)=a; C(8,6)=a;
C(5,5)=a; C(6,5)=a; C(7,5)=a; C(8,5)=a;
C(4,4)=a; C(5,4)=a; C(6,4)=a; C(7,4)=a; C(8,4)=a;
C(4,3)=a; C(5,3)=a; C(6,3)=a; C(7,3)=a; C(8,3)=a;
C(4,2)=a; C(5,2)=a; C(6,2)=a; C(7,2)=a; C(8,2)=a;
C(7,12)=a;
C(7,13)=a; C(8,13)=a;
C(7,14)=a;

```

```

% Banho sólido

```

```

for i=2:3;
    for j=2:10;
        C(i,j)=b;
    end
end
C(4,5)=b; C(4,6)=b; C(4,7)=b;
C(2,11)=b;

```

```

% Tijolos refratários

```

```

C(9,2)=t; C(9,3)=t; C(9,4)=t; C(9,5)=t; C(9,6)=t; C(9,8)=t;
C(8,14)=t; C(7,15)=t; C(7,16)=t; C(7,17)=t; C(7,18)=t;
C(6,19)=t; C(7,19)=t;

```

```

% Placas isolantes
for j=9:19;
    C(9,j)=pi;
end
for j=15:19;
    C(8,j)=pi;
end

% Concreto isolante
C(8,12)=ci;

% Concreto refratário
C(8,10)=cr; C(8,11)=cr; C(7,11)=cr;

% Para fins do cálculo dos valores de somatório de constantes, assume-se
% como coeficientes das fronteiras, os valores da periferia
for i=1:W
    C(i,1)=C(i,2);
    C(i,H)=C(i,H-1);
end
for j=1:H
    C(1,j)=C(2,j);
    C(W,j)=C(W-1,j);
end

% ROUTINE TO TURN SMOOTH THE MATRIX STEPS

%n=0;
%while n<20    % 20 interactions
%for i=2:W-1
% for j=2:H-1
%   C(i,j)=0.25*(C(i+1,j)+C(i-1,j)+C(i,j+1)+C(i,j-1));
% end
% C(i,1)=C(i,2);
% C(i,H)=C(i,H-1);
%end
%n=n+1;
%end

% INCLUINDO A BARRA COLETORA DE AÇO

if section==2;    % escolha com barra coletora
    C(9,11)=aco; C(9,12)=aco; C(8,12)=aco;

elseif section==1;    % escolha sem barra coletora
end

% Matrizes Coeficientes
for i=1:W
    for j=1:H
        C1(i,j)=C(i,j)*J(i,j)*al(i,j);
        C2(i,j)=-C(i,j)*J(i,j)*be(i,j);
        C5(i,j)=-C(i,j)*J(i,j)*be(i,j);
        C4(i,j)=C(i,j)*J(i,j)*ga(i,j);
    end
end
end

```

As Figuras iv - 2 e iv - 3 mostram a vista tridimensional das matrizes de constantes térmicas para a secção transversal sem e com barra coletora. Obs. : As figuras não estão na mesma escala.

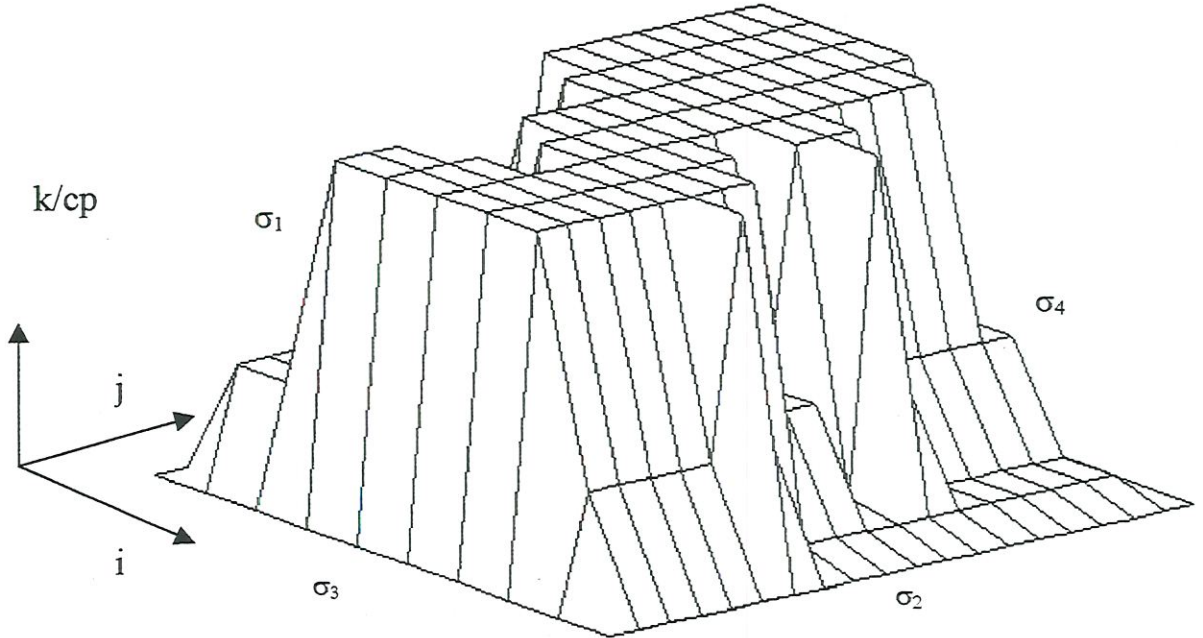


FIGURA iv - 2 - Vista tridimensional das constantes térmicas para a solução do problema do cátodo. Secção transversal sem barra coletora.

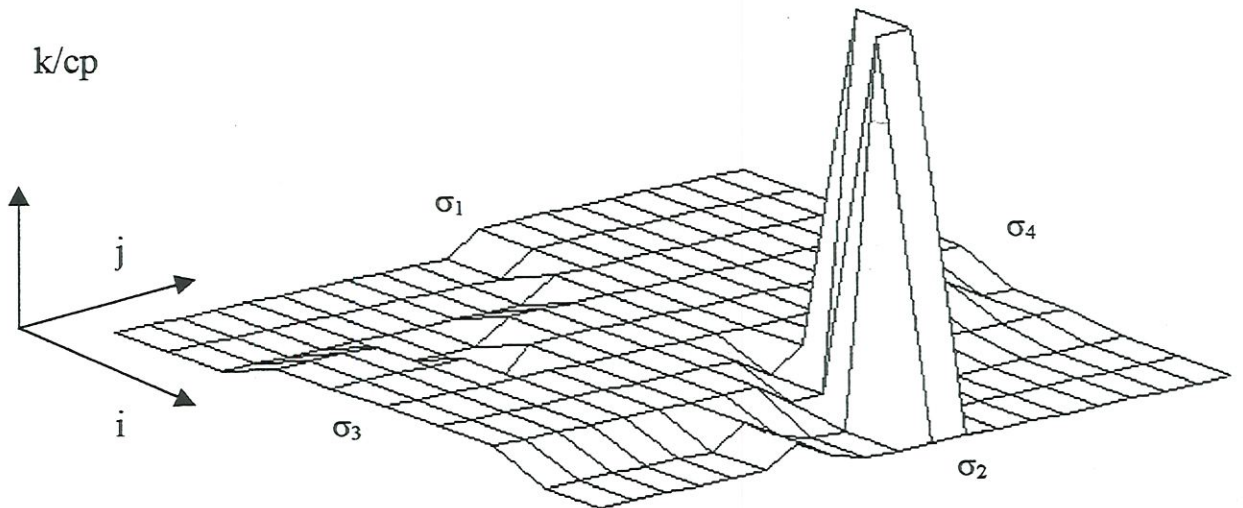


FIGURA iv - 3 - Vista tridimensional das constantes térmicas para a solução do problema do cátodo. Secção transversal com barra coletora.

A rotina caa02.m mostrada abaixo calcula as temperaturas da secção transversal do cátodo.

ROTINA caa02.m - TEMPERATURAS NA SECÇÃO TRANSVERSAL DO CATODO

```
% -----
%          ESCOLA DE ENGENHARIA DE SÃO CARLOS - USP
%      DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA TÉRMICA E FLUIDO DINÂMICA
% -----
%
%      MODELO TÉRMICO BIDIRECIONAL DE CONDUÇÃO DE CALOR USANDO
%      DIFERENÇAS FINITAS
%
%      SOLUÇÃO PARA O PROBLEMA DO CATODO
%
%      GERAÇÃO DA MATRIZ DE TEMPERATURAS DO CATODO

%      PRÉ REQUISITOS:
%      Matriz de transformação de coordenadas com coeficientes
%      Alfa, beta, gama e jacobiano - (load nncat2.mat)
%      MATRIZ TC1 - CONTORNO DE TEMPERATURAS - (tccat.m)
%      MATRIZ constantes termicas C - (caa01.m)
%
E=1;    % Fator de avanço da interação
D=1;    % Delta neta = delta ksi = 1
n=0;    % contador de interações
W=10; H=20;

%      TEMPERATURAS NA SECÇÃO TRANSVERSAL DO CATODO

%T=TC1;          % Disponibilizar este comando somente para iniciar interações
while n<20
Tpre=T;          % Matriz temperatura no instante anterior
%LT(W,H)=0;     % Matriz com termos de derivada cruzada

    for i=2:W-1
        for j=2:H-1
            LT(i,j)=1/2*D*(C2(i,j)/D*(T(i-1,j+1)-T(i,j+1)-T(i-1,j-1)+T(i,j-1))...
                +C5(i,j)/D*(T(i-1,j+1)-T(i-1,j)-T(i+1,j+1)+T(i,j+1)));

            % Coeficientes Ai
            AT(i,j+1)=C1(i,j+1);    AT(i,j-1)=C1(i,j-1);    AT(i-1,j)=C4(i-1,j);
            AT(i+1,j)=C4(i+1,j);    AP1(i,j)=AT(i,j+1)+AT(i,j-1)+AT(i-1,j)+AT(i+1,j);
            AP(i,j)=AP1(i,j)*((1+E)/E);

            T(i,j)=1/AP(i,j)*(T(i,j-1)*AT(i,j-1)+T(i,j+1)*AT(i,j+1)...
                +T(i-1,j)*AT(i-1,j)+T(i+1,j)*AT(i+1,j)+T(i,j)*AP(i,j)/(1+E)+LT(i,j));
        end
        T(i,H)=T(i,H-1);          % condição de contorno na linha de centro do catodo
        T(1,H)=T(1,H-1);
    end
n=n+1;
%Var1=T(2,2)-Tpre(2,2)
end
T(2,2)
mesh(T)
save scat1.mat
```



```

% UNDERNEATH MANIFOLD TEMPERATURES
for i=W-dmbase+1:W-imer;
    TC(i,1)=(T3-tum)/(dmbase-imer-1)*(i-W+dmbase-1)+tum;
end
%
% ANODE IMMersed TEMPERATURES
for i=W-imer+1:W;
    TC(i,1)=T3;
end
%
% ANODE CENTERLINE TEMPERATURES
%for i=W-imer:-1:2;
% TC(i,H)=(T3-T2)/(W-imer-1)*(i-1)+T2;
%end
%for i=W:-1:W-imer
% TC(i,H)=T3;
%end

%      TURN SMOTH THE STEPS OF THE CONTOURS

% CASING TEMPERATURES
a=1;
while a<30
    for i=1:W-1
        TC(i,1)=(TC(i,1)+TC(i+1,1))/2;
    end
    a=a+1;
end
%
% ANODE CENTER LINE
a=1;
while a<30
    for i=1:W-1
        TC(i,H)=(TC(i,H)+TC(i+1,H))/2;
    end
    a=a+1;
end

% ASSUMING INTERNAL POINTS = COLUMN 01
% Este procedimento objetiva acelerar convergência
TC1=TC;
for i=2:W-1
    for j=2:H
        TC1(i,j)=TC(i,1);
    end
end
end

```

A Figura v - 1 mostra a vista tridimensional das temperaturas de contorno como resultado da execução da rotina tcaaa.m .

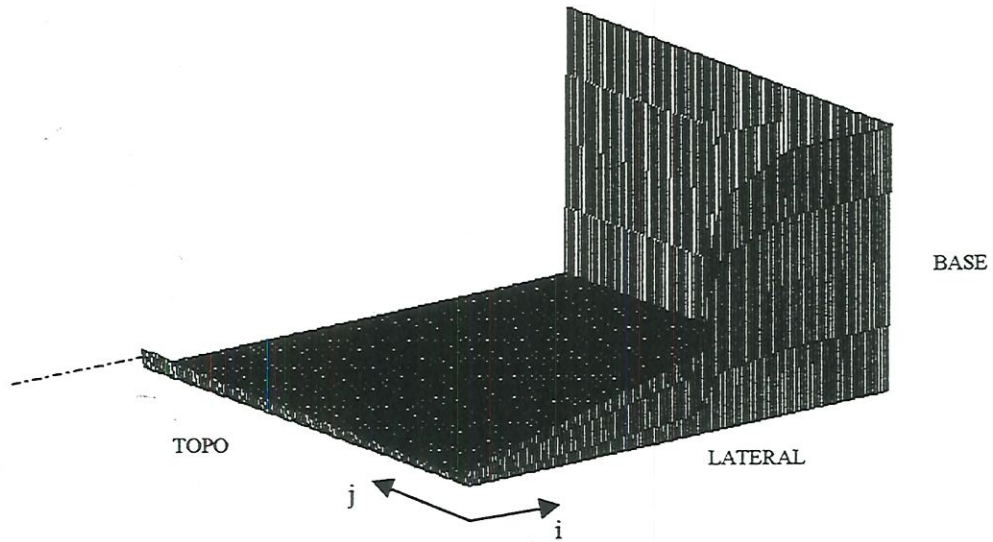


FIGURA v - 1 - Temperaturas de contorno para solução do problema do ânodo

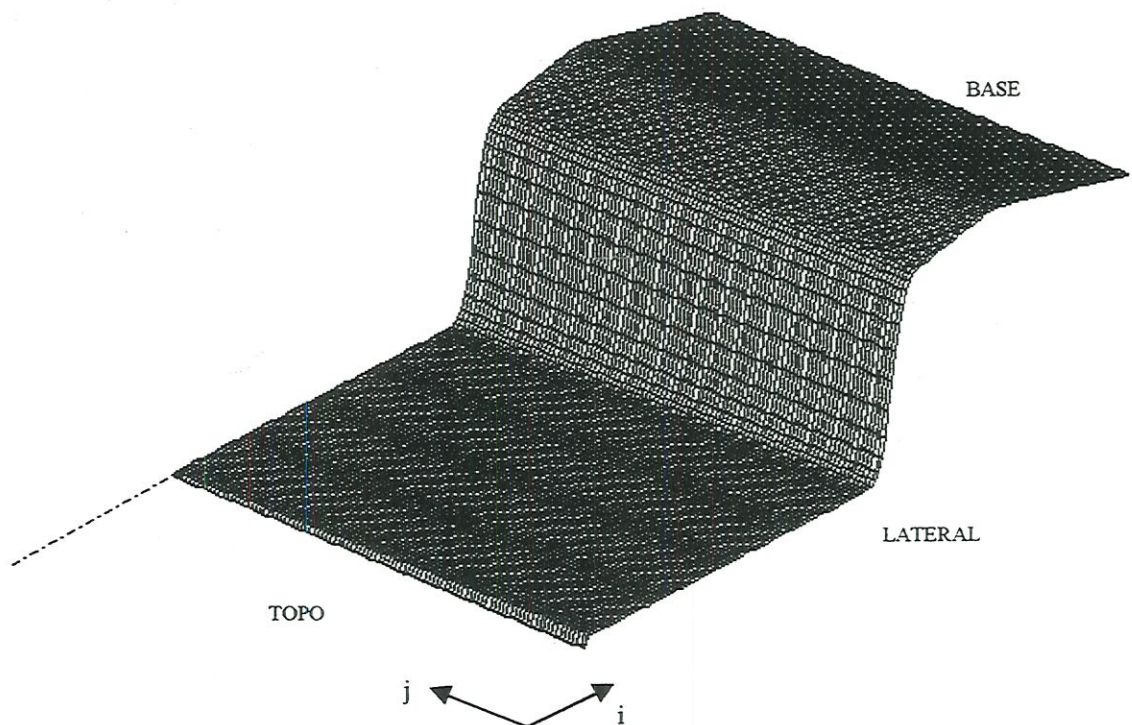


FIGURA v - 2 - Vista tridimensional da matriz Temperatura de contorno

Para se acelerar a convergência, a temperatura da lateral foi considerada no interior do ânodo ao invés de zeros como mostrado na Figura v - 1. A Figura v - 2 mostra a vista tridimensional da matriz Temperaturas de contorno.

ROTINA aa01.m - COEFICIENTES TÉRMICOS DOS MATERIAIS DO ANODO

```
% -----
%          ESCOLA DE ENGENHARIA DE SÃO CARLOS - USP
%      DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA TÉRMICA E FLUIDO DINÂMICA
% -----
%
%      MODELO TÉRMICO BIDIRECIONAL DE CONDUÇÃO DE CALOR USANDO
%      DIFERENÇAS FINITAS
%
%      SOLUÇÃO PARA O PROBLEMA DO ANODO
%
%      MATRIX OF COEFICIENTS (C)
%
% OPTION TO CHOOSE THE TRANSVERSAL SECTION OF THE ANODE
%
disp('  OPTIONS TO ANODE CROSS SECTION ')
disp(' 1 - NO SPIKE')
disp(' 2 - WITH EXTERNAL SPIKE')
disp(' 3 - WITH INTERNAL SPIKE')

section=input('Enter the cross section: ');

% ANODE DIMENSIONS

W=156;          % anode height at cm
H=102;         % anode half width at cm
%
% ANODE THERMAL CONDUCTIVITIES (INITIAL GUESS)
cpa=2;
cpb=1;
cpc=2;
cpd=1;
cpe=1;
cpf=0.465;
cpg=0.465;
a=8/cpa;      % Thermal conductivity of the briquette addition zone (W/mk)
b=8/cpb;      % Thermal conductivity of the under baked dome zone (W/mk)
c=8/cpc;      % Thermal conductivity of the under briquette addition zone (W/mk)
d=10/cpd;     % Thermal conductivity of the anode base zone (W/mk)
e=(b+c)/2/cpe; % Thermal conductivity of the eminent baked zone (W/mk)
f=54/cpf;     % Thermal conductivity of the steel at 25oC (W/mk)
g=30/cpg;     % Thermal conductivity of the steel at 900oC (W/mk)

% Filling the matrix with the thermal conductivities
C(W,H)=0;
```

```

% zone d:
for i=100:156;
  for j=1:102;
    C(i,j)=d;
  end
end

```

```

% zone a:
for i=1:10;
  for j=1:102;
    C(i,j)=a;
  end
end

```

```

% zone c:
for i=11:52;
  for j=1:102;
    C(i,j)=c;
  end
end

```

```

% zone e1:
for i=22:52;
  for j=1+52*59/30-59/30*i:102;
    C(i,j)=e;
  end
end

```

```

% zone e2:
for i=53:72;
  for j=1:60;
    C(i,j)=e;
  end
end

```

```

% zone b1:
for i=42:72;
  for j=1+72*59/30-59/30*i:102;
    C(i,j)=b;
  end
end

```

```

% zone b2:
for i=73:99;
  for j=1:102;
    C(i,j)=b;
  end
end

```

```

% zone b3:
for i=43:70;
  for j=90:102
    C(i,j)=b;
  end
end

```

% ROUTINE TO TURN SMOTH THE MATRIX STEPS

```

n=0;
while n<20 % 20 interactions
for i=2:W-1

```

```

for j=2:H-1
    C(i,j)=0.25*(C(i+1,j)+C(i-1,j)+C(i,j+1)+C(i,j-1));
end
C(i,1)=C(i,2);
C(i,H)=C(i,H-1);
end
n=n+1;
end

                                % INCLUDING THE SPIKE AT THE CHOICED POSITION

if section==2;    % escolha do pino externo
    dc=23;
elseif section==3;    % escolha do pino interno
    dc=66;
end

                                % SPIKE POSITION

sset=85;    % Spike set position
pulcy=20;    % Spike Pulling cycle (days)
acons=1.75;    % Anode consumption at a day
day=input('Input the number of days after pulling: ');
dps=(W-sset)-(pulcy/2*acons);

if section~=1;
    d=11;    % diametro médio do cone do pino
    for i=1:sset+acons*day
        for j=dc:dc+d
            C(i,j)=52.444-0.0244*(150+5*i);
        end
    end
end

%    ROTINA PARA GERAR MATRIZ DE SOMA DE CONSTANTES AP(i,j)

E=1;    % Fator de avanço da interação
for i=2:W-1
    for j=2:H-1
        AP1(i,j)=C(i,j-1)+C(i,j+1)+C(i-1,j)+C(i+1,j);
        AP(i,j)=((1+E)/E)*AP1(i,j);
    end
end
end

```

As Figuras v - 3, v - 4 e v - 5 mostram a vista tridimensional das matrizes de constantes térmicas para as seção transversais sem pino, com pino interno e com pino externo respectivamente Obs. : As figuras não estão na mesma escala.

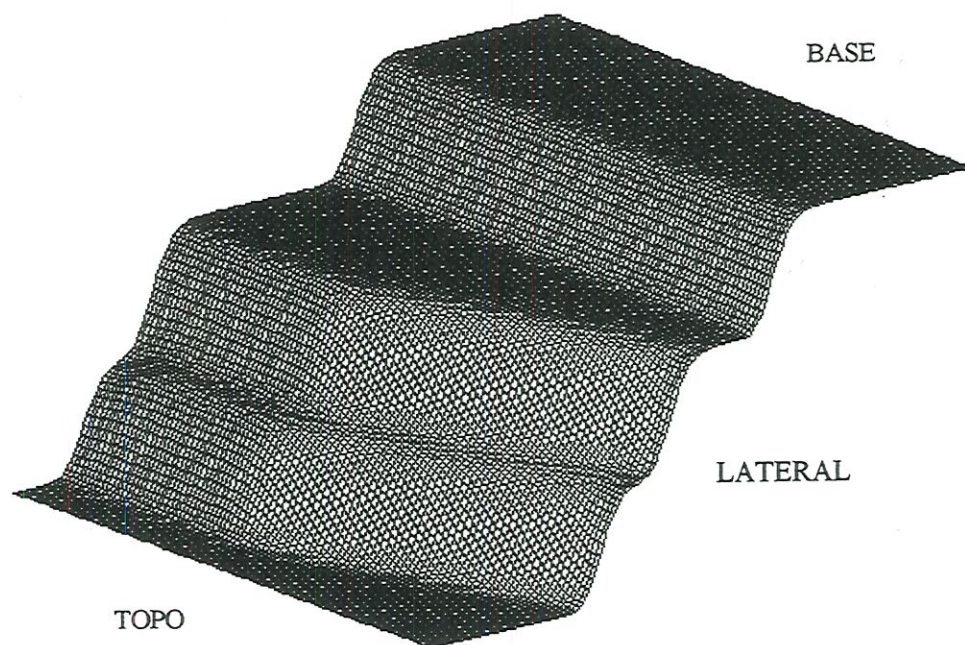


FIGURA v - 3 - Coeficientes térmicos do ânodo - Caso sem pino

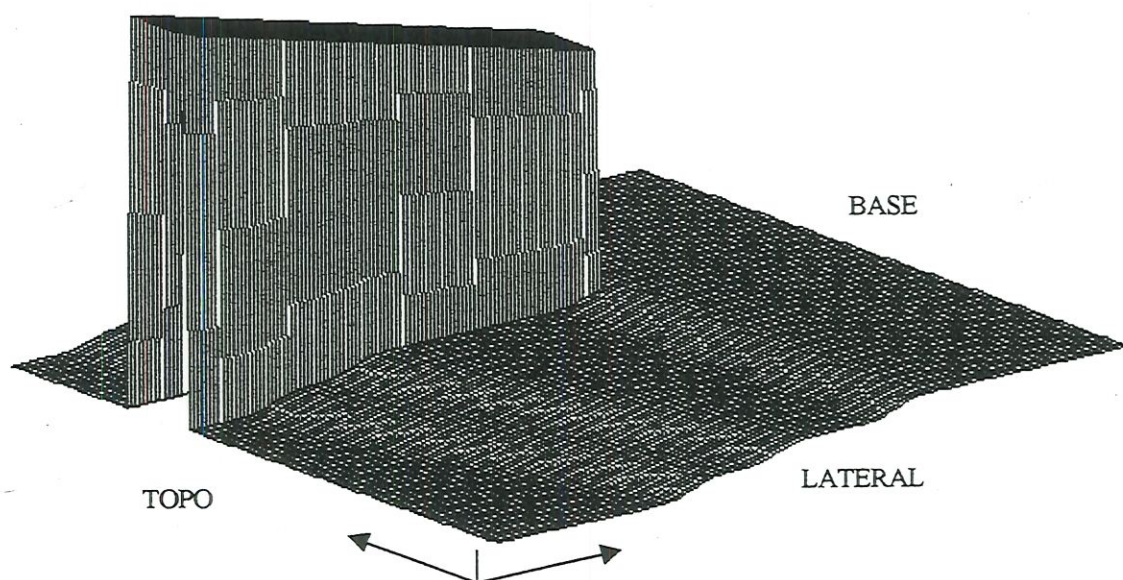


FIGURA v - 4 - Coeficientes térmicos do ânodo - Caso com pino interno

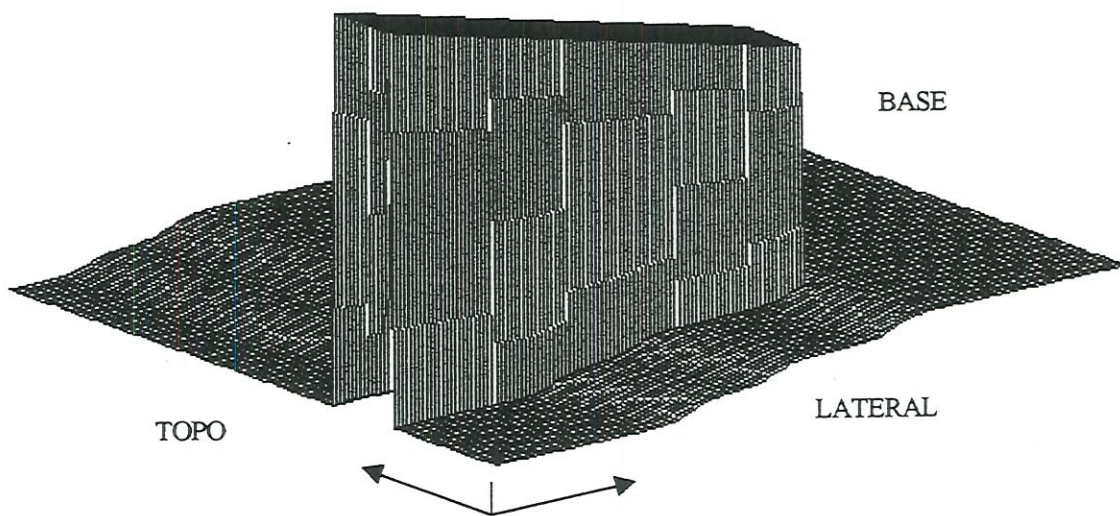


FIGURA v - 5 - Coeficientes térmicos do ânodo - Caso com pino externo

ROTINA aa02.m - TEMPERATURAS NA SECÇÃO TRANSVERSAL DO ANODO

```

% -----
%          ESCOLA DE ENGENHARIA DE SÃO CARLOS - USP
%      DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA TÉRMICA E FLUIDO DINÂMICA
% -----
%
%
%      MODELO TÉRMICO BIDIRECIONAL DE CONDUÇÃO DE CALOR USANDO
%      DIFERENÇAS FINITAS
%
%      SOLUÇÃO PARA O PROBLEMA DO ANODO
%
%
%      GERAÇÃO DA MATRIZ DE TEMPERATURAS DO ANODO
%
%
%      PRÉ REQUISITOS:
%          % MATRIZ TC1 - CONTORNO DE TEMPERATURAS - (tcaaa.m)
%          % MATRIZ constantes C e Soma de constantes AP - (aa01.m)
%
%      E=1;   % Fator de avanço da interação
%      n=0;   % contador de interações
%      W=156;
%      H=102;
%
%      F(W,H)=0 ;   % Matriz fonte

```

```

R(W,H)=0 ;      % Matriz Resistividade

%      MATRIZ RESISTIVIDADE (R)
ro1=1; % Resistividade do anodo a 950 oC (uohm.m)
ro2=3; % Resistividade a 800 oC (uohm.m)

for i=W-dpb+1:W
    for j=1:H
        R(i,j)=ro2-((ro2-ro1)/(dpb-1)*(i-W+dpb-1));
    end
end

%      MATRIZ TERMO FONTE (f)
za=765;          % comprimento do anodo (cm)
amp=117000;     % Amperagem da cuba (Amperes)
Ie=amp/za/(2*H); % Corrente em 1 cm2 de área

% Geração de energia não nula abaixo da posição média dos pinos

for i=W-dpb+1:W
    for j=1:H
        F(i,j)=R(i,j)*0.0001*Ie*Ie ;
    end
end

%      TEMPERATURAS NA SECÇÃO TRANSVERSAL DO ANODO

%T=TC1;          % Disponibilizar este comando somente para iniciar interações

while n<10
    Tpre=T;
    for i=2:W-1
        for j=2:H-1
            T(i,j)=1/AP(i,j)*(T(i,j-1)*C(i,j-1)+T(i,j+1)*C(i,j+1)+T(i-1,j)*C(i-1,j)+T(i+1,j)*C(i+1,j)+F(i,j)+T(i,j)*AP(i,j)/(1+E));
        end
        T(i,H)=T(i,H-1);          % condição de contorno na linha de centro do anodo
        T(1,H)=T(1,H-1);
    end
    n=n+1
    Var1=T(20,20)-Tpre(20,20)
    Var2=T(20,90)-Tpre(20,90)
    Var3=T(70,50)-Tpre(70,50)
    Var4=T(10,50)-Tpre(10,50)
end
save bb25.mat

```

A Figura v – 6 mostra a vista tridimensional do termo fonte. A geração interna de calor pelo termo fonte é função da resistividade do material em cada posição na secção transversal. A vista tridimensional da matriz de resistividade é mostrada na Figura v – 7. A resistividade do bloco anódico cozido é função da temperatura.

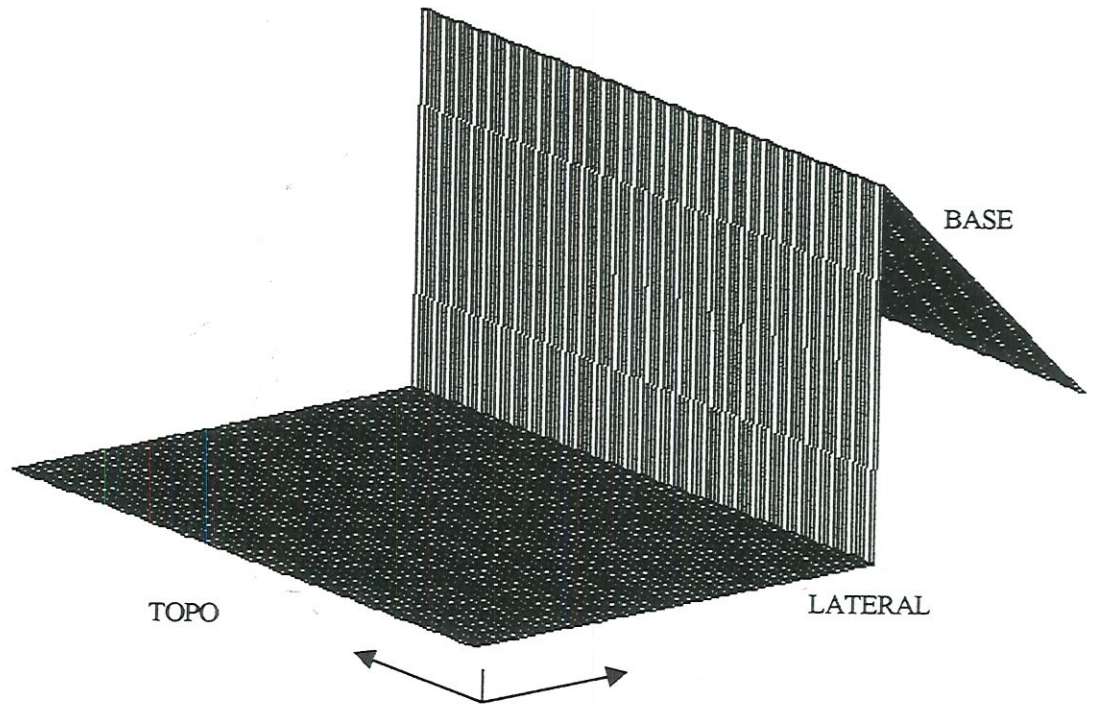


FIGURA v - 6 - Matriz Fonte - Geração de calor devido efeito Joule

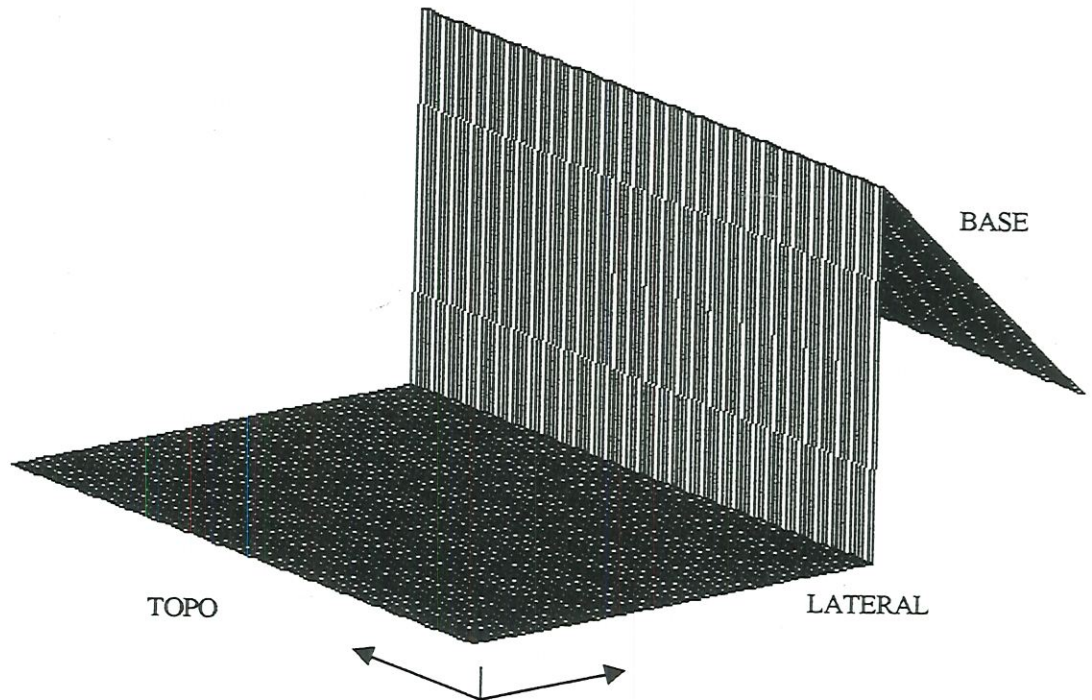


FIGURA v - 7 - Vista tridimensional da matriz resistividade

A vista tridimensional da solução do problema é mostrada nas Figuras v - 8 e v - 9 as quais mostram as temperaturas internas do ânodo para os casos com secção transversal sem pino, e com pino externo com 10 dias pós levantamento do pino.

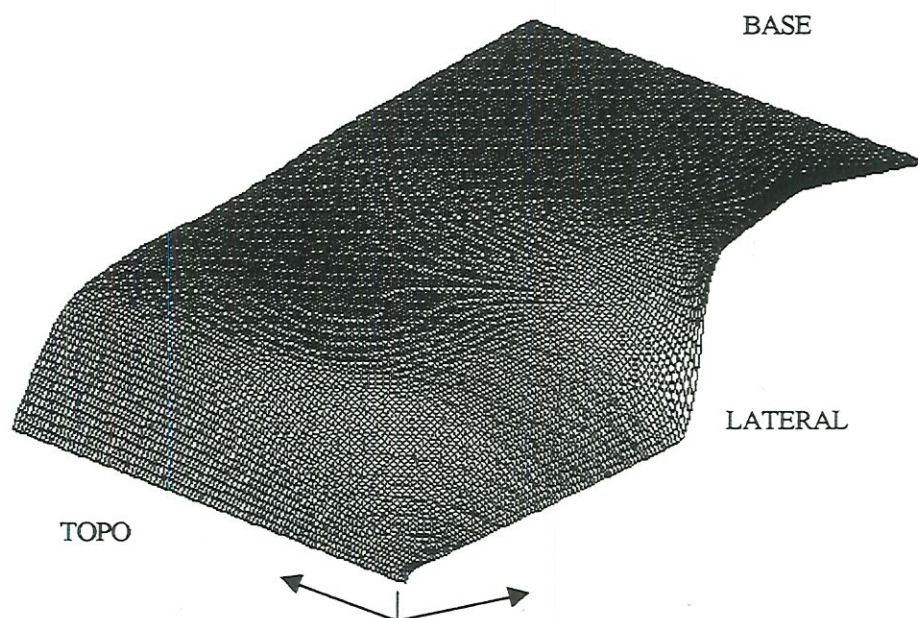


FIGURA v - 7 - Vista tridimensional das temperaturas do ânodo. Caso sem pino.

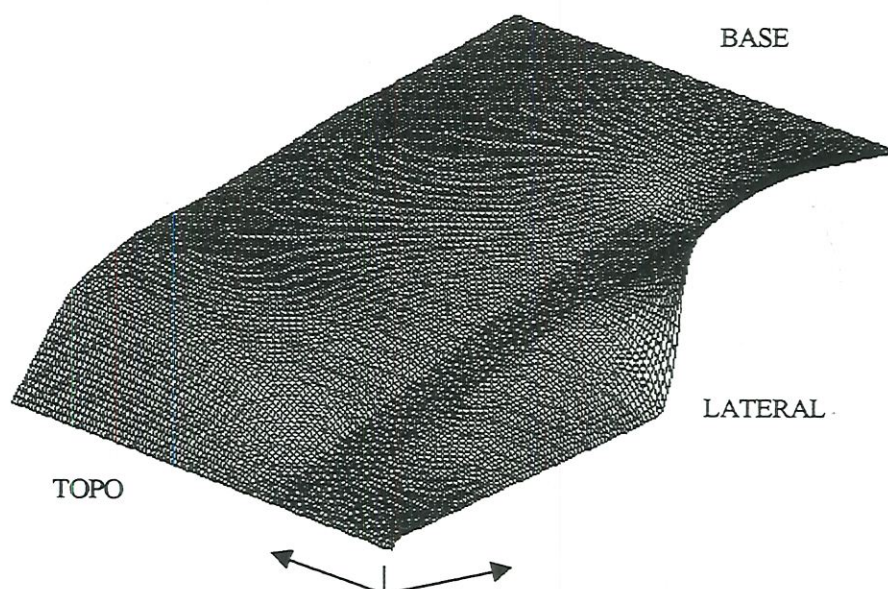


FIGURA v - 8 - Vista tridimensional das temperaturas do ânodo. Caso com pino externo e 10 dias pós levantamento.

APÊNDICE VI

EXEMPLO DA EVOLUÇÃO DA MALHA ATÉ A CONVERGÊNCIA FINAL

As figuras abaixo mostram os gráficos gerados pela rotina de geração de malhas.

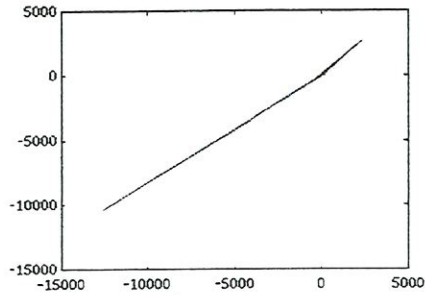


FIGURA vi-1 - Rede após 1300 interações e fator de sobre relaxamento de $0,7 \text{ e-}3$.

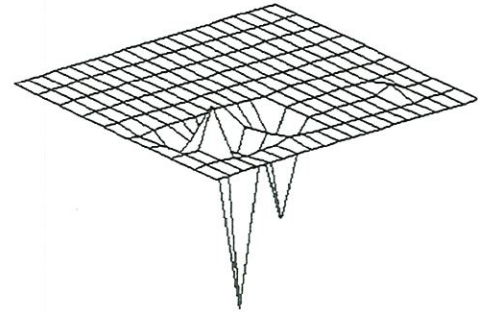


FIGURA vi-2 - Exemplo de vista tridimensional da coordenada x após 2000 interações e fator de sobre relaxamento de $0,7 \text{ e-}3$.

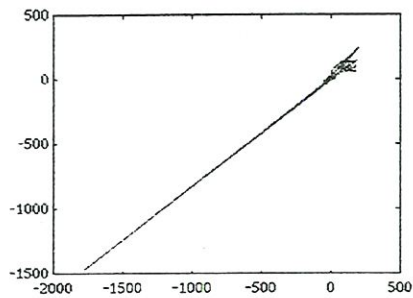


FIGURA vi-3 - Rede após 4400 interações e fator de sobre relaxamento de $0,7 \text{ e-}3$.

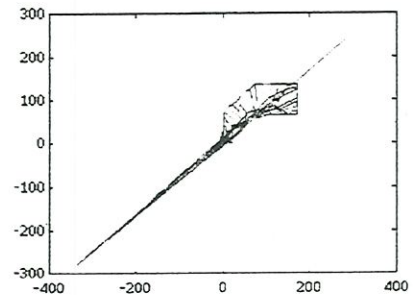


FIGURA vi-4 - Rede após 4700 interações e fator de sobre relaxamento de $0,7 \text{ e-}2$.

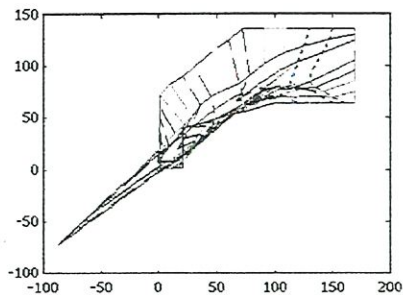


FIGURA vi-5 - Rede após 5000 interações e fator de sobre relaxamento de $0,7 \text{ e-}2$.

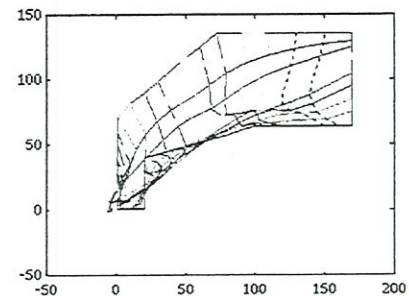


FIGURA vi-6 - Rede após 5500 interações e fator de sobre relaxamento de $0,7 \text{ e-}2$.

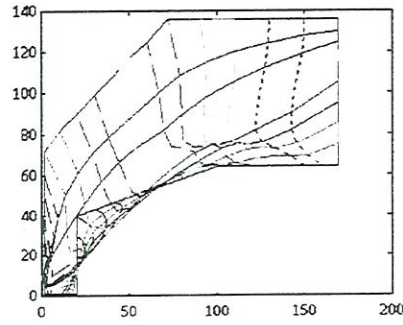


FIGURA vi-7 - Rede após 5700 iterações e fator de sobre relaxamento de $0,7 \times 10^{-2}$.

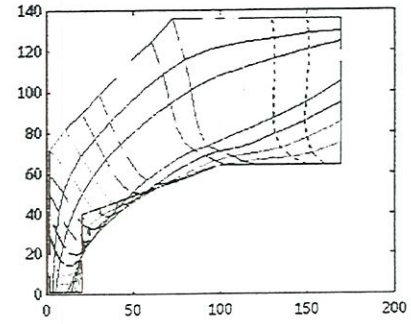


FIGURA vi-8 - Rede após 5800 iterações e fator de sobre relaxamento de $0,7 \times 10^{-1}$.

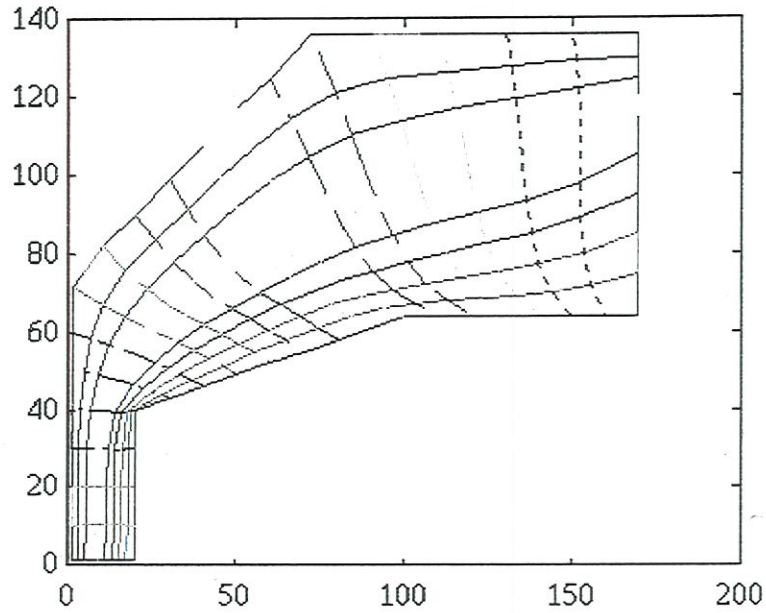


FIGURA vi-9 - Rede após 6200 iterações e fator de sobre relaxamento de 0,7. nsformação
após a convergência final da malha.

As Figuras vi-11 até vi-13 mostram a vista tridimensional dos coeficientes de acoplamento da transformação. A Figura vi-14 mostra a vista tridimensional da matriz de coeficientes A da transformação.

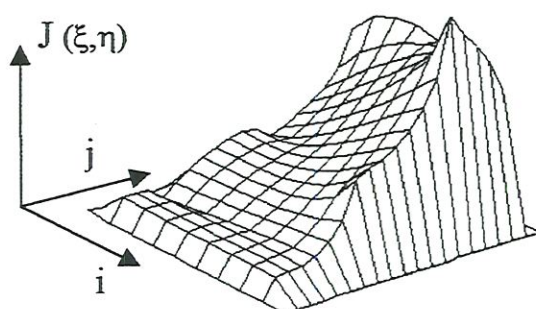


FIGURA vi-10 - Vista tridimensional da matriz Jacobiano da transformação.

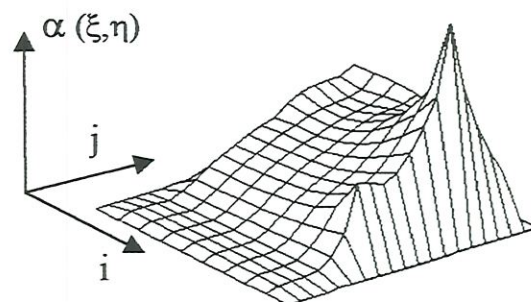


FIGURA vi-11 - Vista tridimensional da matriz Alfa da transformação.

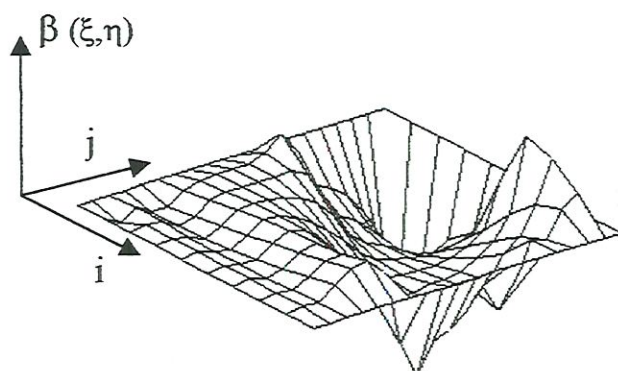


FIGURA vi-12 - Vista tridimensional da matriz Beta da transformação.

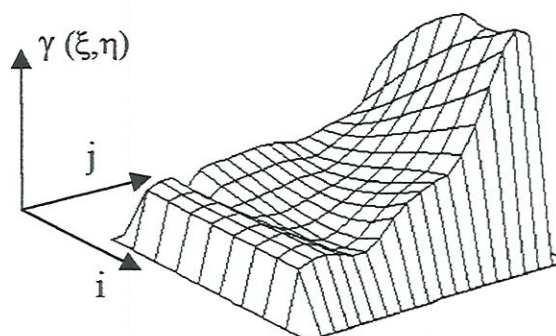


FIGURA vi-13 - Vista tridimensional da matriz Gama da transformação.

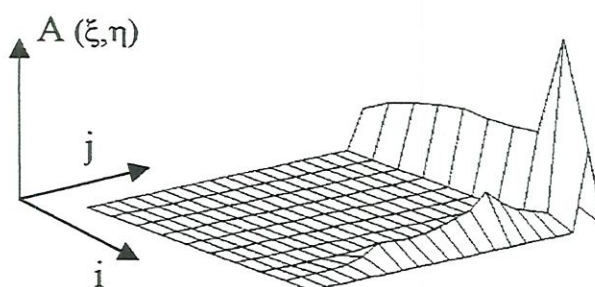


FIGURA vi-14 - Vista tridimensional da matriz de coeficientes A da transformação.

APÊNDICE VII

A Tabela vii - 1 mostra os valores de fluxo de calor através da lateral do ânodo preditos pelo modelo confrontados com os valores medidos.

i	T(i, 2) (°C)	T(i, 4) (°C)	Distância (m)	K (W/mk)	Fluxo (W/m ²)	cube 105	cube 377
2	57,6681	48,5091	0,02	2,0058	(915)		
3	68,4304	59,204	0,02	2,0152	(920)		
4	75,1811	68,3489	0,02	2,0306	(694)		
5	80,3037	76,014	0,02	2,0546	(441)	120	189
6	84,6483	82,6632	0,02	2,0889	(207)		
7	88,5578	88,5601	0,02	2,134	0		
8	92,1887	93,8832	0,02	2,1888	185		
9	95,6224	98,7585	0,02	2,2505	353		
10	98,9085	103,2723	0,02	2,3155	505	693	1.234
11	102,0622	107,5043	0,02	2,3799	645		
12	105,1704	111,5142	0,02	2,44	774		
13	108,1953	115,354	0,02	2,4933	892		
14	111,1744	119,057	0,02	2,5362	1.002		
15	114,1122	122,6886	0,02	2,5744	1.103		
16	117,0487	126,2468	0,02	2,6023	1.197		
17	119,9627	129,7635	0,02	2,6231	1.295		
18	122,8696	133,2551	0,02	2,6379	1.370		
19	125,774	136,7338	0,02	2,6482	1.451		
20	128,6783	140,2084	0,02	2,6551	1.531	1.437	1.756
21	131,5844	143,6854	0,02	2,6596	1.609		
22	134,4937	147,1694	0,02	2,6625	1.687		
23	137,4073	150,664	0,02	2,6642	1.766		
24	140,3258	154,172	0,02	2,6653	1.845		
25	143,2499	157,6958	0,02	2,6659	1.926		
26	146,1803	161,2377	0,02	2,6662	2.007		
27	149,1177	164,7988	0,02	2,6664	2.091		
28	152,0629	168,3847	0,02	2,6665	2.176		
29	155,0157	171,9949	0,02	2,6666	2.264		
30	157,9801	175,6333	0,02	2,6666	2.354		
31	160,9543	179,3033	0,02	2,6666	2.446		
32	163,9406	183,0085	0,02	2,6667	2.542		
33	166,9405	186,7535	0,02	2,6667	2.642		
34	169,9559	190,5434	0,02	2,6667	2.745		
35	172,989	194,3842	0,02	2,6667	2.853		
36	176,0426	198,2832	0,02	2,6667	2.965		
37	179,1201	202,2481	0,02	2,6668	3.084		
38	182,2251	206,2851	0,02	2,6675	3.209		
39	185,3607	210,3949	0,02	2,6696	3.342		
40	188,5266	214,5652	0,02	2,6763	3.484		
41	191,7154	218,7816	0,02	2,6913	3.639	3.247	3.754
42	194,9086	222,9216	0,02	2,7219	3.812		
43	198,0745	226,9972	0,02	2,7765	4.010		
44	201,1721	230,7705	0,02	2,8638	4.238		
45	204,1608	234,2783	0,02	2,9903	4.503		
46	207,0131	237,4381	0,02	3,1583	4.804		
47	209,723	240,2489	0,02	3,3643	5.135		
48	212,306	242,7647	0,02	3,5995	5.482		
49	214,7923	245,0586	0,02	3,8509	5.826		
50	217,2175	247,2141	0,02	4,104	6.155		
51	219,6157	249,3099	0,02	4,345	6.451		
52	222,0154	251,4129	0,02	4,5829	6.707		
53	224,4383	253,5259	0,02	4,7509	6.921		
54	226,9003	255,6387	0,02	4,9099	7.098		
55	229,4122	258,2301	0,02	5,0287	7.246		
56	231,9812	260,7704	0,02	5,1222	7.373		
57	234,612	263,474	0,02	5,1911	7.491		
58	237,3077	266,3498	0,02	5,2406	7.610		
59	240,0698	269,4013	0,02	5,2765	7.738		
60	242,8982	272,6299	0,02	5,3053	7.885	8.494	8.345

TABELA vii - 1 - Comparação do fluxo de calor calculado pelo modelo com o fluxo de calor medido pelos transdutores.