

MINISTÉRIO DA EDUCAÇÃO
UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO GRANDE DO SUL
Escola de Engenharia
Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Minas, Metalúrgica e de
Materiais-PPGEM

Desenvolvimento e Validação de uma Metodologia de Análise Eletromagnética
de Cubas de Alumínio Utilizando os Pacotes Comerciais ANSYS 9.0 e ALGOR 12.28

André Felipe Schneider

Dissertação para obtenção do título de Mestre
em Engenharia

Porto Alegre
2006

MINISTÉRIO DA EDUCAÇÃO
UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO GRANDE DO SUL
Escola de Engenharia
Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Minas, Metalúrgica e de
Materiais-PPGEM

Desenvolvimento e Validação de uma Metodologia de Análise Eletromagnética
de Cubas de Alumínio Utilizando os Pacotes Comerciais ANSYS 9.0 e ALGOR 12.28

André Felipe Schneider
Engenheiro Mecânico

Trabalho realizado no Departamento de Metalurgia da Escola de Engenharia da
UFRGS, dentro do Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Minas, Metalúrgica
e de Materiais - PPGEM, como parte dos requisitos para a obtenção do título de Mestre
em Engenharia

Área de Concentração: Metalurgia Extrativa

Porto Alegre
2006

Esta Dissertação foi julgada adequada para obtenção do título de Mestre em Engenharia, área de concentração Metalurgia Extrativa e aprovada em sua forma final, pelo Orientador e pela Banca Examinadora do Curso de Pós-Graduação.

Orientador: Prof. Dr.-Ing. Antônio Cezar Faria Vilela

Banca Examinadora:

Prof. Dr. Paulo Santos Assis, Escola de Minas / UFOP

Dr. Leonardo Barboza Trindade, STE

Prof. Dr. Nestor Cezar Heck, PPGEM / UFRGS

Prof. Dr.-Ing. Antônio Cezar Faria Vilela
Coordenador do PPGEM

Dedico este trabalho ao meu pai Carlos Cezar, minha mãe Elsi, minha irmã Krishna e minha esposa Carolina, que sempre me amaram e me instigaram a realizar as mais fantásticas descobertas.

AGRADECIMENTOS

A todos que colaboraram direta ou indiretamente na elaboração deste trabalho, o meu reconhecimento.

Ao professor Dr-Ing. Antônio Cezar Faria Vilela pelo estímulo e, principalmente, pelo espírito empreendedor demonstrado ao orientar um trabalho tão distante da aciaria como este.

A toda a equipe da PCE Engenharia pelo estimulante ambiente de trabalho, discussão e convívio.

Índice

Índice	VI
Lista de Figuras	VIII
Lista de Símbolos e Abreviações	XIII
Resumo	XVIII
Abstract	XIX
1. Introdução	1
2. Revisão Bibliográfica	2
2.1. Conceitos Fundamentais	2
2.2. Modelos Eletromagnéticos	20
2.2.1. Definição do Problema Eletromagnético em Uma Cuba Eletrolítica 20	
2.2.2. Modelo Elétrico.....	22
2.2.3. Modelo Magnético	23
2.2.3.1. Descrição do Procedimento de Cálculo <i>GSP</i>	24
2.2.3.2. Outros Modelos Magnéticos Encontrados na Literatura	29
2.3. A Cuba Eletrolítica e os Barramentos Elétricos	30
2.3.1. Nomenclatura e Sistema de Coordenadas Adotado	30
2.3.1.1. Nomenclatura de Cubas <i>Side-by-Side</i> em Relação ao Fluxo da Corrente Elétrica, Extração de Gases e de Metal.....	30
2.3.1.2. Nomenclatura de Cubas em Relação à Localização dos <i>Risers</i> ..	31
2.3.1.3. Nomenclatura dos Barramentos Principais.....	32
2.3.1.4. Sistema de Coordenadas Adotado.....	33
2.3.2. Histórico do Desenvolvimento do Projeto de Barramentos	34
2.3.3. Fundamentos do Projeto de Barramentos	35
2.3.3.1. Campo Magnético, Correntes Elétricas e Forças de Lorentz.....	36
2.3.3.2. Influência do Campo Magnético Vertical no Padrão de Escoamento	40
2.3.3.3. Influência do Campo Magnético Vertical na Oscilação da Interface Banho-Metal.....	41
2.3.3.4. Métodos de Compensação Magnética de Cubas de Alumínio....	43
2.3.3.5. Diretrizes e Características Desejáveis no Projeto de Barramentos 44	
2.3.4. A Queda de Potencial Catódica	46
3. Materiais e Métodos	50
3.1. Desenvolvimento do Modelo Eletromagnético	50
3.1.1. Considerações e Simplificações	50
3.1.2. Modelo Elétrico.....	51
3.1.2.1. Tipos de Elementos Utilizados	51
3.1.2.2. Carregamentos, Condições de Contorno e <i>Solver</i> Utilizado.....	52
3.1.2.3. Resistência de Contato Entre o Bloco Catódico e a Barra Coletora 53	
3.1.2.4. Testes Numéricos Realizados	56
3.1.2.4.1. Resistência de Contato.....	57
3.1.2.4.2. Pé do <i>Ledge</i> e Nível de Metal	57
3.1.3. Modelo Magnético	58
3.1.3.1. Tipos de Elementos Utilizados	58
3.1.3.2. Carregamentos, Condições de Contorno e <i>Solvers</i> Utilizados....	59

3.1.3.3.	Volume de Ar a Modelar	61
3.1.3.4.	Modelagem do Casco de Aço	61
3.1.3.5.	Testes Numéricos Realizados	62
3.1.3.5.1.	Volume de Ar e Detalhamento do Casco.....	63
3.1.3.5.2.	Influência do <i>Bias</i> na Distribuição de B_z	64
3.2.	Testes Industriais	65
	Considerações.....	66
4.	Resultados e Discussão	68
4.1.	Testes Numéricos do Modelo Elétrico.....	69
4.1.1.	Resultados Obtidos para a Resistência de Contato	69
4.1.2.	Resultados Obtidos para o Pé do <i>Ledge</i> e Nível de Metal.....	76
4.2.	Testes Numéricos do Modelo Magnético.....	78
4.2.1.	Resultados Magnéticos Obtidos para o Volume de Ar e o Casco .	78
4.2.2.	Resultados Magnéticos Obtidos para a Influência do <i>Bias</i> na Distribuição de B_z	86
4.3.	Testes Industriais	89
4.3.1.	Comparação entre Resultados Numéricos Obtidos para a Situação de Projeto e Medições de \vec{B}	91
4.3.1.1.	Cuba I	91
4.3.1.2.	Cuba I I	92
4.3.1.3.	Discussão dos Resultados	94
4.3.2.	Comparação entre Resultados Numéricos Obtidos para a Situação de Correntes Estimadas nas Hastes em Função do Tempo em Serviço dos Ânodos e Medições de \vec{B}	95
4.3.2.1.	Cuba I	95
4.3.2.2.	Cuba I I	96
4.3.2.3.	Discussão dos Resultados	98
5.	Conclusões	101
6.	Sugestões Para Próximos Trabalhos.....	102
7.	Referências Bibliográficas	103
	Anexo 1 : A Sensibilidade de uma Cuba em Relação a ΔB_z	105

Lista de Figuras

Figura 1: Corte transversal esquemático de uma cuba.....	4
Figura 2: Aspecto de uma linha de cubas (1917) - reproduzido de [1].....	5
Figura 3: Aspecto de uma linha de cubas atual - reproduzido de [1].	6
Figura 4: Fluxograma geral da produção de alumínio, adaptado de [1].	6
Figura 5: Tipos de ânodo - Söderberg (esquerda) e Pré-cozido (direita).....	7
Figura 6: Disposição das cubas na linha - <i>End-to-end</i> (esquerda) e <i>Side-by-side</i> (direita).	7
Figura 7: Zonas de influência das forças de corpo nas fases líquidas.	12
Figura 8: Perturbações da interface banho-metal e suas conseqüências na corrente elétrica.	12
Figura 9: Mecanismo de reoxidação, adaptado de [1].	15
Figura 10: Concentração de metal no banho, de acordo com [1].	16
Figura 11: Influência da <i>ACD</i> em χ para duas tecnologias diferentes, reproduzido de [1].	19
Figura 12: Corte de uma cuba eletrolítica – o casco envolve ou circunda a corrente elétrica que flui no sistema, caracterizando-se como uma região multiplamente conectada.	20
Figura 13: Condutividade elétrica relativa (σ_i/σ_b) dos componentes de uma cuba – o banho é o grande resistor do sistema e o metal pode ser entendido como um equipotencial.	21
Figura 14: Domínio Ω do problema magnético em uma cuba eletrolítica.....	23
Figura 15: Cilindro de aço com 2 condutores interno e externo.	25
Figura 16: Resultados do 1º passo do <i>GSP</i> no meio do cilindro para as malhas de ar maior (esquerda) e menor (direita), [T].	26
Figura 17: Resultados do 2º passo do <i>GSP</i> no meio do cilindro para as malhas de ar maior (esquerda) e menor (direita), [T].	27
Figura 18: Resultados do 3º passo do <i>GSP</i> no meio do cilindro para as malhas de ar maior (esquerda) e menor (direita), [T].	28
Figura 19: Sistema de orientação para uma cuba <i>side-by-side</i> que possui um duto para remoção de gases em uma das cabeceiras e que realiza a extração de metal (chamada corrida) na outra. O <i>TE</i> localizado à direita (e o <i>DE</i> à esquerda) da cuba é típico de uma linha de redução anti-horária.	31
Figura 20: Classificação de cubas em relação à posição dos <i>risers</i> : cuba com <i>end risers</i> (esquerda) e cuba com <i>side risers</i> (direita).	32
Figura 21: Barramentos principais de uma cuba – catódicos em vermelho e anódicos em azul.	33
Figura 22: Sistema de coordenadas adotado para uma cuba <i>side-by-side</i> em uma linha anti-horária. A corrida é realizada através da cabeceira direita e a extração de gases na esquerda.	34
Figura 23: Modelo idealizado dos condutores internos de uma cuba, de acordo com [15].	36
Figura 24: Distribuição idealizada de \vec{J} [A/m^2] no meio do metal: J_X à esquerda, J_Y ao centro e J_Z à direita.	37
Figura 25: A corrente elétrica interna vertical J_Z de uma cuba é responsável somente pelas componentes horizontais (X e Y) de \vec{B} no nível do metal, enquanto as correntes internas horizontais (J_X e J_Y) são as grandes responsáveis pela densidade de fluxo magnético vertical B_Z . Adaptado de [15].	37

Figura 26: Distribuição idealizada de \vec{B} [G] no meio do metal: B_X à esquerda, B_Y ao centro e B_Z à direita.	37
Figura 27: Distribuição idealizada de F_X (à esquerda) e F_Y (à direita) [N/m^3] no meio do metal.	38
Figura 28: Padrão de escoamento gerado pelas distribuições idealizadas de \vec{J} e \vec{B}	39
Figura 29: B_Z oriundo dos <i>end bus</i> (com intensidade de corrente $I = 60$ kA cada, localizados em $X = \pm 6$ m) para o meio do metal (esquerda) e a respectiva influência esperada no escoamento (direita).....	40
Figura 30: ΔB_Z devido ao trecho vizinho ($I = 240$ kA, localizado a $X = - 60$ m) de uma linha anti-horária para o meio do metal (esquerda) e a respectiva influência esperada no escoamento (direita).	41
Figura 31: As forças devido a inclinações longitudinal (esquerda/superior) e transversal (direita/superior) da interface, considerando-se a distribuição idealizada de B_Z , geram uma oscilação de alta frequência (embaixo) onde a interface tende a enrugar-se.	42
Figura 32: As forças devido a inclinações longitudinal (esquerda/superior) e transversal (direita/superior) da interface, considerando-se a influência de ΔB_Z positivo, geram uma onda girante ou <i>rolling mode</i> (embaixo).....	42
Figura 33: Modelos de compensação para cubas <i>end-to-end: loop</i> com corrente no sentido contrário ao da linha (à esquerda) e corrente assimétrica nos barramentos ao redor da cuba ($I_{Ext} > I_{Int}$), à direita.	43
Figura 34: Modelos de compensação para cubas <i>side-by-side: loops</i> interno e externo (à esquerda), correntes assimétricas nos <i>end bus</i> e/ou <i>under cell bus</i> (ao centro), <i>under cell bus</i> em posições assimétricas com relação ao eixo transversal Y. Existem ainda outras variantes destes arranjos.....	44
Figura 35: Vistas nos planos XZ (à esquerda) e YZ (à direita) do conjunto bloco catódico, barra coletora e material de união.	47
Figura 36: Componentes de ΔV_{CAT} para um bloco antracítico (à esquerda) e a comparação entre ΔV_{CAT} para blocos antracíticos e semi-grafíticos (à direita), de acordo com [20].	48
Figura 37: Gradientes térmicos e de concentração de Na em blocos catódicos (à esquerda) e a correspondente deformação (à direita).....	49
Figura 38: Tipos de elemento utilizados na análise elétrica: sólidos – SOLID5,9 – (à esquerda) e <i>wireframes</i> – LINK68 – (à direita).	52
Figura 39: O carregamento aplicado ao modelo elétrico é, tipicamente, corrente uniforme nos ânodos ($I_{Haste} = I/n_{Haste}$) e a condição de contorno é tensão elétrica de referência nos retificadores ($\Phi = 0$).	52
Figura 40: Modelo simplificado para a avaliação do resistor equivalente de contato nos conjuntos de blocos catódicos e barras coletoras.....	54
Figura 41: Fluxograma da lógica de calibração de r_{Cont}	55
Figura 42: Malha da cuba idealizada utilizada nos testes numéricos do modelo elétrico.	56
Figura 43: Cortes transversais (YZ) das Situações B (200 mm de metal e pé do <i>ledge</i> na sombra dos ânodos), E (200 mm de metal e pé do <i>ledge</i> 100 mm para dentro da sombra dos ânodos), F (200 mm de metal e pé do <i>ledge</i> 100 mm para fora da sombra dos ânodos) e G (100 mm de metal e pé do <i>ledge</i> na sombra dos ânodos).	58
Figura 44: Corte perspectivado do modelo magnético de uma cuba, com elementos sólidos tipo SOLID5,1 e SOLID96 além dos <i>wireframes</i> LINK68.	59

Figura 45: Condições de contorno NORMAL FLUX aplicada na fronteira do modelo sólido (à esquerda) e potencial escalar magnético de referência $\Psi = 0$ em um nó do casco (à direita).	60
Figura 46: Vértices do volume de ar localizados a uma distância L_{Ar} a partir do exterior do casco: vista lateral direita (YZ).	61
Figura 47: Cabeceira do contêiner interno de um casco (à esquerda) e do casco completo (direita).	62
Figura 48: Cubas <i>side-by-side</i> com 4 <i>side risers</i> , <i>end bus</i> e <i>under cell bus</i> : barramento simétrico não-compensado (à esquerda) e barramento compensado magneticamente via distribuição assimétrica de corrente (direita).	63
Figura 49: Relação entre o volume de ar e o restante do modelo para as diversas situações ensaiadas: H ($f_{An} = 0,5$), I ($f_{An} = 1,0$), J ($f_{An} = 2,0$) e L ($f_{An} = 3,0$).	64
Figura 50: Campanha de medições de campo magnético em planta de redução localizada no Brasil.	65
Figura 51: Vista lateral do sensor magnético em relação ao metal, ânodo e revestimento (à esquerda) e vista superior dos pontos perfurados na crosta pela ponte rolante (direita).	66
Figura 52: Planos horizontal XY (superior) e transversal YZ (centro) utilizados para a apresentação de resultados nas formas de mapas de contornos e de vetores. Linhas longitudinais (inferior) nos canais laterais da cuba utilizadas para a representação de gráficos para B_x , B_y e B_z	68
Figura 53: Distribuições das 3 componentes de \vec{J} (superior) e distribuição das correntes horizontais J_{XY} (inferior) obtidas num plano horizontal do meio da altura do metal para a Situação A, onde não há resistência de contato entre os blocos catódicos e as barras coletoras.	70
Figura 54: Distribuições das 3 componentes de \vec{J} (superior) e distribuição das correntes horizontais J_{XY} (inferior) obtidas num plano horizontal do meio da altura do metal para a Situação B, onde uma resistência de contato $r_{Cont} = 12,70 \mu\Omega.m^2$,é representada de acordo com o modelo apresentado na Seção 3.1.2.3, onde $f_{Cont}=10$	71
Figura 55: Captação de corrente em um corte transversal (YZ) no bloco catódico para a Situação A, onde não há resistência de contato entre os blocos catódicos e as barras coletoras.	72
Figura 56: Captação de corrente em um corte transversal (YZ) no bloco catódico para a Situação B, onde uma resistência de contato $r_{Cont} = 12,70 \mu\Omega.m^2$ é representada de acordo com o modelo apresentado na Seção 3.1.2.3, onde $f_{Cont}=10$	72
Figura 57: Distribuição de tensão elétrica em um corte transversal (YZ) para as Situações A, sem resistência de contato (superior), e B, com $r_{Cont} = 12,70 \mu\Omega.m^2$ e $f_{Cont}=10$ (inferior).	73
Figura 58: Distribuições das 3 componentes de \vec{J} (superior) e distribuição das correntes horizontais J_{XY} (inferior) obtidas num plano horizontal do meio da altura do metal para a Situação C, onde uma resistência de contato $r_{Cont} = 12,70 \mu\Omega.m^2$ é representada como um material isotrópico.	74
Figura 59: Distribuição das correntes horizontais J_{XY} obtida num plano horizontal do meio da altura do metal para a Situação D, onde uma resistência de contato $r_{Cont} = 12,70 \mu\Omega.m^2$ é representada de acordo com o modelo apresentado na Seção 3.1.2.3, onde $f_{Cont}=1$	75
Figura 60: Distribuições de \vec{J} em cortes transversais (YZ) no metal para as Situações B, 200 mm de metal e pé do <i>ledge</i> na sombra dos ânodos (superior); E, 200 mm de	

metal e pé do <i>ledge</i> 100 mm para dentro da sombra dos ânodos (centro) e F, 200 mm de metal e pé do <i>ledge</i> 100 mm para fora da sombra dos ânodos (inferior)....	76
Figura 61: Distribuições das correntes horizontais J_{XY} para a Situação G (com 100 mm de nível de metal e pé do <i>ledge</i> sob a sombra dos ânodos).	78
Figura 62: Distribuições das 3 componentes de \vec{B} para a situação H (casco detalhado e $f_{An} = 0,5$).	79
Figura 63: Distribuições das 3 componentes de \vec{B} para a situação I (casco detalhado e $f_{An} = 1,0$).	80
Figura 64: Distribuições das 3 componentes de \vec{B} para a situação J (casco detalhado e $f_{An} = 2,0$).	80
Figura 65: Distribuições das 3 componentes de \vec{B} para a situação L (casco detalhado e $f_{An} = 3,0$).	81
Figura 66: B_Z para as Situações H ($f_{An} = 0,5$), I ($f_{An} = 1,0$), J ($f_{An} = 2,0$) e L ($f_{An} = 3,0$): dados adquiridos ao longo de linhas localizadas nos canais laterais de <i>US</i> e <i>DS</i> , no nível do metal.....	81
Figura 67: Distribuições das 3 componentes de \vec{B} para a situação M, onde considera-se somente o contêiner interno do casco de aço e $f_{An} = 3,0$	83
Figura 68: Distribuição de \vec{B} no material magnetizável próximo à cabeceira (<i>DE</i>) para a Situação L (casco detalhado e $f_{An} = 3,0$): perspectiva dos berços e demais reforços estruturais (acima) e vista lateral de um dos berços (abaixo).	85
Figura 69: Distribuição de \vec{B} nas regiões dos contêineres internos próximas à cabeceira (<i>DE</i>) para a situação L (casco detalhado e $f_{An} = 3,0$, acima) e para a situação M (somente contêiner interno e $f_{An} = 3,0$, abaixo).	86
Figura 70: Distribuições das 3 componentes de \vec{B} para a situação N (barramento simétrico não-compensado, casco detalhado e $f_{An} = 3,0$).	87
Figura 71: Distribuições das componentes horizontais F_X e F_Y das Forças de Lorentz para a situação L (barramento compensado via distribuição assimétrica de corrente, casco detalhado e $f_{An} = 3,0$).	88
Figura 72: Distribuições das componentes horizontais F_X e F_Y das Forças de Lorentz para a situação N (barramento simétrico não compensado, casco detalhado, $f_{An} = 3,0$).....	88
Figura 73: Corte longitudinal na malha de elementos finitos utilizada para os cálculos da cuba ensaiada.	89
Figura 74: Distribuições das 3 componentes de \vec{B} para a tecnologia ensaiada, calculadas na situação de projeto.	90
Figura 75: B_X medido para a Cuba I e calculado para a situação de projeto: dados adquiridos ao longo de linhas localizadas nos canais laterais de <i>US</i> e <i>DS</i> , no nível do metal.	91
Figura 76: B_Y medido para a Cuba I e calculado para a situação de projeto: dados adquiridos ao longo de linhas localizadas nos canais laterais de <i>US</i> e <i>DS</i> , no nível do metal.	92
Figura 77: B_Z medido para a Cuba I e calculado para a situação de projeto: dados adquiridos ao longo de linhas localizadas nos canais laterais de <i>US</i> e <i>DS</i> , no nível do metal.	92
Figura 78: B_X medido para a Cuba II e calculado para a situação de projeto: dados adquiridos ao longo de linhas localizadas nos canais laterais de <i>US</i> e <i>DS</i> , no nível do metal.	93

Figura 79: B_Y medido para a Cuba II e calculado para a situação de projeto: dados adquiridos ao longo de linhas localizadas nos canais laterais de US e DS , no nível do metal.	93
Figura 80: B_Z medido para a Cuba II e calculado para a situação de projeto: dados adquiridos ao longo de linhas localizadas nos canais laterais de US e DS , no nível do metal.	94
Figura 81: B_X medido para a Cuba I e calculado para a distribuição de corrente estimada nos ânodos: dados adquiridos ao longo de linhas localizadas nos canais laterais de US e DS , no nível do metal.	95
Figura 82: B_Y medido para a Cuba I e calculado para a distribuição de corrente estimada nos ânodos: dados adquiridos ao longo de linhas localizadas nos canais laterais de US e DS , no nível do metal.	96
Figura 83: B_Z medido para a Cuba I e calculado para a distribuição de corrente estimada nos ânodos: dados adquiridos ao longo de linhas localizadas nos canais laterais de US e DS , no nível do metal.	96
Figura 84: B_X medido para a Cuba II e calculado para a distribuição de corrente estimada nos ânodos: dados adquiridos ao longo de linhas localizadas nos canais laterais de US e DS , no nível do metal.	97
Figura 85: B_Y medido para a Cuba II e calculado para a distribuição de corrente estimada nos ânodos: dados adquiridos ao longo de linhas localizadas nos canais laterais de US e DS , no nível do metal.	97
Figura 86: B_Z medido para a Cuba II e calculado para a distribuição de corrente estimada nos ânodos: dados adquiridos ao longo de linhas localizadas nos canais laterais de US e DS , no nível do metal.	98
Figura 87: Distribuição linear de B_Z ao longo de X com $\Delta B_Z = 0$ (<i>i.e.</i> , situação simétrica) em vermelho e com $\Delta B_Z \neq 0$ em azul.	105
Figura 88: Integral dos módulos das partes negativa (vermelho) e positiva (roxo) de B_Z em função do <i>bias</i> adimensional α . A soma delas (azul) mostra que a energia do sistema sempre aumenta com $\Delta B_Z \neq 0$	107

Lista de Símbolos e Abreviações

MHD	Magnetohidrodinâmica
$\Delta H_{\text{reac}}^{\circ}$	variação de entalpia de reação, [kJ]
ΔG°	variação da energia livre de Gibbs, [kJ]
T	temperatura absoluta, [K]
$H_T^{\circ} - H_{298}^{\circ}$	variação de entalpia necessária para a elevação da temperatura de um composto a partir de 298 K, [kJ]
$\Delta H_{\text{tot}}^{\circ}$	variação de entalpia total, [kJ]
AC	corrente elétrica alternada
DC	corrente elétrica direta
I	corrente elétrica de operação, [A]
x	índice relativo à direção longitudinal da cuba
y	índice relativo à direção transversal da cuba
L_x	comprimento da cuba, [m]
L_y	largura da cuba, [m]
ACD	distância ânodo/cátodo, entre o ânodo e o alumínio líquido, [mm]
ρ	massa específica, [kg/m ³]
ν	viscosidade cinemática, [m ² /s]
σ	condutividade elétrica, [$\Omega^{-1} \cdot \text{m}^{-1}$]
μ	permeabilidade magnética, [T.m/A]
μ_0	permeabilidade magnética do vácuo, [T.m/A]
$\sigma^{-1} \cdot \mu^{-1}$	difusividade magnética, [m ² /s]
m	índice relativo ao alumínio líquido
b	índice relativo à criolita líquida
c	índice relativo às peças de carbono
Φ	potencial elétrico, [V]
$\Delta\Phi$	queda de potencial elétrico em uma cuba, [V]
∇	operador nabla
\cdot	referente ao produto escalar
\times	referente ao produto vetorial
\vec{E}	vetor campo elétrico, [V/m]

\vec{J}	vetor densidade de corrente elétrica, [A/m ²]
\vec{H}	vetor campo magnético, [A/m]
\vec{H}_i	vetor campo magnético preliminar, [A/m]
Ψ	potencial escalar magnético, [A]
\vec{B}	vetor densidade de fluxo magnético, [T]
\vec{r}	vetor posição entre o centróide de um elemento condutor de corrente e um ponto onde deseja-se determinar \vec{B} , [m]
$volC$	volume de um elemento condutor de corrente, [m ³]
\vec{F}_{em}	vetor Força de Lorentz, [N/m ³]
\vec{V}	vetor velocidade, [m/s]
–	relativo à magnitude média de uma quantidade
Re	Número de Reynolds, [-]
S	razão entre energia magnética e energia cinética, [-]
Re _m	Número de Reynolds magnético, [-]
M	Número de Hartman, [-]
E	consumo de energia específico, [kW.h/kg de Alumínio]
χ	eficiência de corrente, [-]
C_m^o	concentração de alumínio dissolvido na interface banho-metal na saturação, [mol/m ³]
C_m	concentração de alumínio dissolvido no banho, [mol/m ³]
D_{mb}	difusividade do metal no banho, [m ² /s]
$\frac{\partial N_m}{\partial t}$	termo de acumulação massa, [mol/m ³ .s]
r	taxa de dissolução do metal na interface, [mol/s]
r_o	taxa de dissolução teórica do metal na interface, prevista pela Lei de Faraday, [mol/s]
F	constante de Faraday, [A.s/mol]
k_m	coeficiente de troca de massa do metal, [m/s]
A_{int}	área da interface banho-metal, [m ²]
l_{reac}	distância da interface banho-metal até a zona onde se processa a reação, [m]
Sc	número de Schmidt, [-]
V_{int}	velocidade na interface banho-metal, [m/s]

Ω	domínio do modelo magnético
Ω_o	subdomínio relativo a regiões não magnetizáveis
Ω_1	subdomínio relativo a regiões magnetizáveis
GSP	Potencial Escalar Generalizado, metodologia em 3 passos utilizada para a solução do Potencial Escalar Magnético em situações nas quais uma região de material magnetizável envolve ou circunda uma corrente elétrica
\vec{H}_1	campo magnético do aço, calculado no 1º passo do GSP , [A/m]
\vec{H}_o	campo magnético do ar, calculado no 2º passo do GSP , [A/m]
f_{Aten}	Fator de Atenuação ou Blindagem de \vec{B} , [-]
r_{ci}	raio interno do cilindro, [m]
e_c	espessura da parede do cilindro, [m]
l_c	comprimento do cilindro, [m]
\vec{M}	vetor magnetização, [T]
κ	susceptibilidade, [-]
S_1	interface entre um material magnetizável e um não magnetizável
$\Delta\Psi$	diferença de potencial escalar magnético em S_1 , [A]
Ψ_o	potencial escalar magnético na região de materiais não magnetizáveis, [A]
Ψ_1	potencial escalar magnético para a região de material magnetizável, [A]
US	<i>upstream</i> ou montante, face ou região da cuba voltada para os fornos com maior potencial elétrico
DS	<i>downstream</i> ou jusante, face ou região da cuba voltada para os fornos com menor potencial elétrico
TE	<i>tapping end</i> , cabeceira na qual se realiza (em determinadas tecnologias) a extração ou corrida do metal líquido para fundição
DE	<i>duct end</i> , cabeceira onde está localizado (em determinadas tecnologias) o duto de extração de gases para a estação de tratamento
\vec{g}	vetor aceleração da gravidade, [m/s ²]

$USTE$	índice relativo ao quarto da cuba homônimo
$USDE$	índice relativo ao quarto da cuba homônimo
$DSTE$	índice relativo ao quarto da cuba homônimo
$DSDE$	índice relativo ao quarto da cuba homônimo
ΔX	um deslocamento qualquer no eixo longitudinal da cuba a partir da origem
ΔY	um deslocamento qualquer no eixo transversal da cuba a partir da origem
f_x	integral da componente longitudinal da força eletromagnética ao longo de X, para uma dado ΔY
f_y	integral da componente longitudinal da força eletromagnética ao longo de Y, para uma dado ΔX
ΔB_Z	<i>bias</i> ou termo constante de B_Z imposto na devido à existência do trecho vizinho e – caso existam – demais linhas de redução
B_{Z0}	magnitude nominal hipotética de B_Z
α	<i>bias</i> adimensional, [-]
W_s	energia armazenada no campo magnético
$\Delta\Phi_{CAT}$	queda de potencial catódica, [V]
<i>Barra</i>	índice relativo à barra coletora
<i>Bloco</i>	índice relativo ao bloco catódico
<i>Cont</i>	índice relativo ao contato entre a barra coletora e o bloco catódico
<i>Cim</i>	índice relativo ao material de união (ou contato) a base de C entre o bloco catódico e a barra coletora
<i>Fefo</i>	índice relativo ao material de união (ou contato) de ferro fundido entre o bloco catódico e a barra coletora
<i>Antracita</i>	índice relativo à antracita
<i>Graf</i>	índice relativo ao grafite
VOLT	grau de liberdade de condução elétrica no <i>software</i> comercial ANSYS, [V]
I_{Haste}	carregamento nodal aplicado nas hastes dos ânodos (tipicamente, corrente elétrica uniforme em todas as hastes, <i>i.e.</i> , $I_{Haste} = I/n_{Haste}$), [A]
n_{Haste}	número de hastes (e, conseqüentemente, de ânodos) de uma cuba, [-]

r_{Cont}	resistência de contato entre o bloco catódico e a barra coletora, [$\Omega \cdot m^2$]
R_{Cont}	resistor que modela a resistência de contato r_{conts} [Ω]
$\Delta\Phi_{Calc}$	queda de potencial catódica calculada numa dada iteração, [V]
Sup	índice relativo à parcela da resistência de contato devido à interface superior entre bloco catódico e barra coletora
Lat	índice relativo à parcela da resistência de contato devido às interfaces laterais entre bloco catódico e barra coletora
f_{Cont}	constante de proporcionalidade entre as interfaces superior e laterais do conjunto bloco catódico e barra coletora (para a resistividade elétrica de contato), [-]
n_{Barra}	número de barras coletoras (e/ou do número de blocos catódicos) de uma cuba, [-]
MAG	grau de liberdade de difusão do campo magnético no <i>software</i> comercial ANSYS, [A]
L_{An}	comprimento do ânodo, assumida como dimensão característica da cuba, [m]
L_{Ar}	distância dos vértices do volume de ar, medida em todas as direções ortogonais a partir do exterior do casco de aço, [m]
f_{An}	constante que multiplica L_{An} de forma a definir L_{Ar} , [-]
ε	incerteza na medição de \vec{B} , [G]
Max	índice relativo ao valor máximo de uma variável
Min	índice relativo ao valor mínimo de uma variável

Resumo

O alumínio primário é obtido através da redução eletroquímica da alumina em cubas Hall-Hérault. Em uma planta, muitas cubas são conectadas em série para formar uma ou mais linhas de redução. As cubas são alimentadas com corrente DC e a energia é transferida de uma a outra através de barramentos de alumínio. Correntes elétricas geram campos magnéticos. O produto vetorial entre os campos elétrico e magnético geram forças de corpo nas fases líquidas, conhecidas como Forças de Lorentz. Estas agem como a fonte de momentum do banho e do metal e também são responsáveis pela deformação da interface entre estas duas fases.

O objetivo deste trabalho é desenvolver uma metodologia para a análise eletromagnética de cubas eletrolíticas de redução utilizando os pacotes comerciais ANSYS 9.0 e ALGOR 12.28. Aspectos relevantes do modelo são discutidos, tais como, a modelagem da resistência de contato catódica, do casco de aço e do volume de ar que o envolve. Demonstra-se que o *bias* da componente vertical do campo magnético sempre aumenta a energia associada a esta componente. A metodologia é validada experimentalmente em fornos reais.

Abstract

Primary aluminum is obtained by a complex process of electrochemical reduction of alumina in Hall-Héroult cells. In a smelter there are many cells, connected in series to form one or more pot lines. DC current flows from cell to cell in aluminum busbars. Electric currents generate magnetic fields. The combination of the electric current and the magnetic field gives volumetric forces, known as Lorentz or electromagnetic forces. These set the metal and the bath in motion and deform the metal-bath interface.

The aim of this work is to develop a methodology for electromagnetic field analysis of aluminum reduction cells using the commercial packages ANSYS 9.0 e ALGOR 12.28. Model's relevant aspects, such as cathode contact resistance, pot shell and its surrounding air volume are discussed. It is demonstrated that the magnetic field bias always increase the energy associated to the magnetic flux density's vertical component B_z . The methodology is validated with experiments in real cells.

1. Introdução

O Al é o 3º elemento mais abundante da crosta terrestre (7,3% em massa) e, devido à sua reatividade química, é sempre encontrado na forma de aluminatos e silicatos além do óxido puro (alumina, Al_2O_3) e da forma combinada com água (bauxita). O alumínio metálico tem aplicações que vão desde a fabricação de utensílios domésticos até a indústria aeronáutica. Este (doravante chamado simplesmente de metal) é produzido a partir da redução eletroquímica da alumina em um equipamento conhecido como cuba (eletrolítica).

Desde o registro da patente do chamado processo Hall-Héroult em 1886, a metodologia de produção do alumínio metálico permanece inalterada do ponto de vista termodinâmico. Contudo, os avanços tecnológicos obtidos nos últimos 120 anos possibilitaram o aumento da corrente de operação – de 0,6 kA em 1917 a 400 kA atualmente – e, principalmente, da eficiência energética do processo – passando de aproximadamente 100 MJ/kg de alumínio (~28 kWh/kg) a 47 MJ/kg (~13 kWh/kg). Os principais avanços na fabricação do alumínio se devem a pesquisas nas seguintes áreas:

- projeto térmico;
- projeto estrutural;
- revestimento interno;
- controle do processo;
- controle de emissão de poluentes;
- projeto de barramentos.

A magnetohidrodinâmica ou MHD é a ciência que estuda os escoamentos sob a ação de forças eletromagnéticas. O projeto dos barramentos elétricos tem implicações na configuração do escoamento permanente das fases líquidas, na forma e na posição da interface banho-metal e na origem da instabilidade da mesma. Tanto a movimentação da interface entre a criolita e o metal como a velocidade destes influem na troca de massa entre os dois fluidos. A presença de metal dissolvido no banho favorece a reoxidação do Al diminuindo a eficiência do processo.

Surge assim a necessidade de entendimento do campo eletromagnético enquanto princípio motor do MHD em cubas eletrolíticas, de modo a possibilitar o

estabelecimento de parâmetros de operação em situações específicas, a modificação de equipamentos existentes e o desenvolvimento de novas tecnologias. A motivação para a realização deste trabalho se encontra na escassez de publicações nesta área por autores brasileiros.

Os objetivos gerais deste trabalho são:

- desenvolver uma metodologia de cálculo eletromagnético para cubas de alumínio utilizando os pacotes comerciais de elementos finitos ANSYS 9.0 e ALGOR 12.28;
- validá-la com experimentos em fornos reais e com a literatura.

Especificamente, deseja-se:

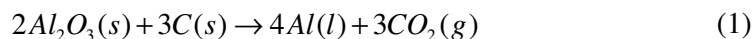
- estudar a modelagem da resistência de contato entre os blocos catódicos e as barras coletoras;
- verificar numericamente a influência do nível de metal e da posição do pé do *ledge* na distribuição de densidade de corrente elétrica do metal;
- estudar a dimensão do ar externo ao casco de aço que deve ser modelado a fim de calcular adequadamente o campo magnético;
- verificar numericamente a influência dos berços e demais reforços estruturais no casco no campo magnético das fases líquidas;
- verificar numericamente a influência de ΔB_z no campo magnético e na distribuição de Forças de Lorentz das fases líquidas.

2. Revisão Bibliográfica

2.1. Conceitos Fundamentais

Será apresentado a seguir um breve histórico da produção do alumínio além de serem revisados conceitos fundamentais relativos à fabricação deste metal, aos fenômenos físicos envolvidos e à eficiência do processo, de forma a facilitar a leitura das Seções subseqüentes. Salvo quando devidamente referenciados, todos os dados aqui apresentados são extraídos de [1].

Em 1825, o físico dinamarquês H. C. Oersted produziu alguns miligramas de alumínio metálico através da redução térmica de cloreto de alumínio com amálgama de potássio. Em 1854, o francês St. Claire-Deville produziu alumínio metálico a partir da redução térmica de $NaAlCl_4$. Recebendo apoio de Napoleão III, St. Claire-Deville desenvolveu capacetes militares, aparelhos de jantar e brinquedos. O processo de St. Claire-Deville produzia um metal com pureza inferior a 95% e, na época, seu custo de produção era superior ao do ouro. Em 1886, de forma simultânea e independente, Hall (Estados Unidos) e Héroult (França) patenteiam o atual processo eletrolítico de redução da alumina. Estas patentes coincidem com o desenvolvimento da geração de energia elétrica (tornando o processo viável) e com o desenvolvimento do processo Bayer de extração de alumina a partir da bauxita. A formação do alumínio metálico se dá através da reação entre Al_2O_3 e o carbono fornecido pelos ânodos, formando CO_2 , de acordo com a Equação (1):



A produção em escala comercial do alumínio metálico inicia-se em 1889, com o chamado Processo Hall-Héroult, a uma temperatura em torno de 975°C. Sabe-se que a alumina não é solúvel na maioria dos solventes. Contudo, um mineral encontrado na Groelândia chamado criolita (Na_3AlF_6) é usado no processo de redução devido às seguintes características:

- é bom solvente para a alumina;
- tem uma voltagem de decomposição maior que a da alumina;
- tem boa condutividade elétrica quando líquida ($2,22 \cdot 10^2 \Omega^{-1} \cdot m^{-1}$);
- praticamente não reage com o alumínio ou com o carbono;
- é pouco viscoso em sua forma líquida ($11,8 \cdot 10^{-7} m^2/s$);
- sua densidade é menor que a do alumínio quando ambos são líquidos.

As cubas eletrolíticas encontram-se em um prédio chamado sala de cubas. Uma sala de cubas contém um grande número de fornos (100 a 200) ligados em série. São alimentadas com corrente elétrica direta (DC), retificada na própria planta a partir da corrente alternada (AC) recebida das estações de geração de energia. A linha trabalha

com corrente constante, apesar de a voltagem individual de cada cuba poder variar devido a fatores operacionais. Ao conjunto das salas de cubas dá-se o nome de Área de Redução.

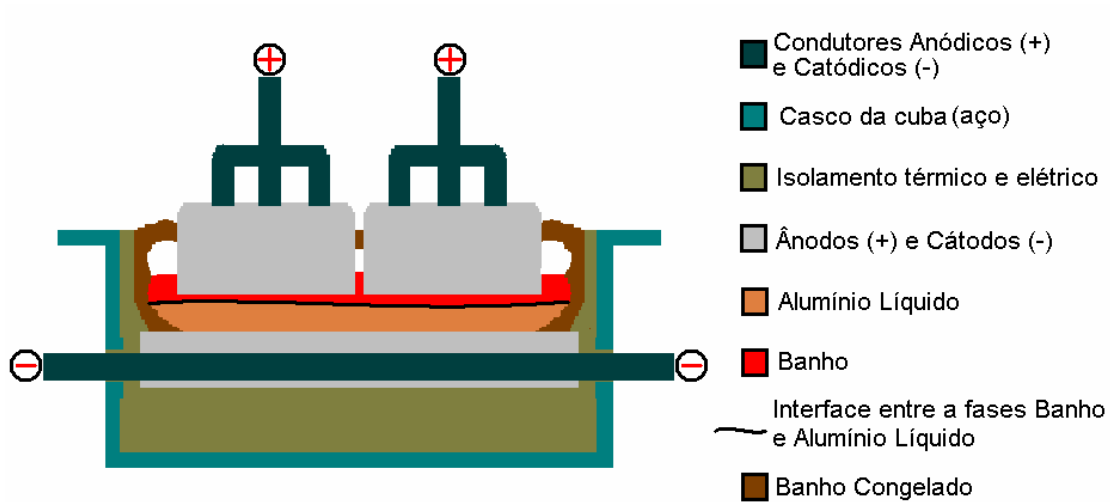


Figura 1: Corte transversal esquemático de uma cuba.

A Figura 1 mostra de forma esquemática os componentes de uma cuba, a saber:

- um casco de aço;
- isolantes térmicos e refratários (seu conjunto é chamado de revestimento);
- ânodos consumíveis de carbono (conduzem a corrente elétrica I até o eletrólito além de fornecer C para a reação de redução da alumina);
- uma camada de eletrólito ou banho, formada basicamente por criolita, CaF_2 e Al_2F_3 . É nesta camada onde ocorre a redução da alumina;
- uma camada de alumínio, gerada a partir da decantação do metal formado no banho (os 2 líquidos são imiscíveis). Esta camada serve de cátodo para o sistema e de reservatório de metal;
- uma camada de banho congelado (chamado lombo ou *ledge*) que circunda tanto o banho quanto o metal líquidos, protegendo o revestimento de reagir com sais do banho e com o metal;
- blocos catódicos de carbono e barras coletoras de aço (captam a corrente elétrica I do metal e a conduzem até o exterior do casco);

- demais barramentos elétricos (conduzem I de uma cuba a outra: os barramentos anódicos estão simbolizados por um sinal positivo e os catódicos por um negativo).

As Figura 2 e Figura 3 mostram, respectivamente, uma linha de cubas antiga (1917) e uma linha de cubas atual, onde é possível notar a mudança radical no conceito do equipamento devido, entre outros, ao projeto de barramentos. O fluxograma (Figura 4) mostra de forma genérica o processo de fabricação do Al metálico a partir da alumina. A cuba eletrolítica é alimentada com matérias-primas tais como: alumina (estocada em silos, é adicionada conforme a necessidade); carbono (ânodos); fluoretos de alumínio e criolita. Diariamente (ou a cada 2 dias), parte do metal armazenado na cuba é levado através de um cadinho para o lingotamento.



Figura 2: Aspecto de uma linha de cubas (1917) - reproduzido de [1].



Figura 3: Aspecto de uma linha de cubas atual - reproduzido de [1].

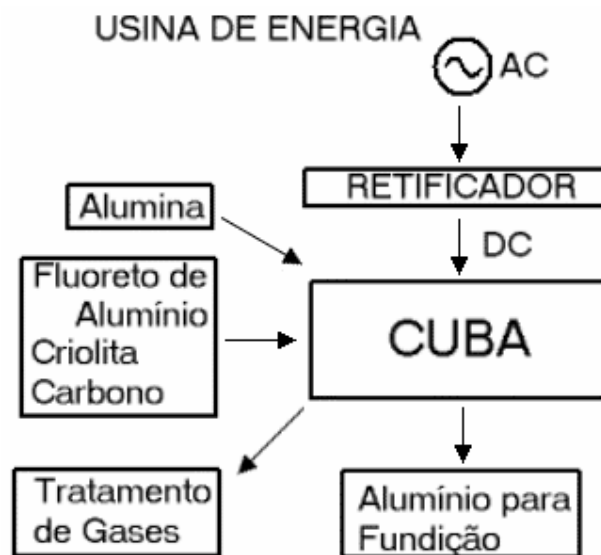


Figura 4: Fluxograma geral da produção de alumínio, adaptado de [1].

Quanto ao tipo de ânodo (Figura 5), as cubas classificam-se em:

- Söderberg: o forno possui somente um grande bloco anódico, que é alimentado com carbono na forma granular. O material é sinterizado durante o serviço, aproveitando a energia térmica da própria cuba;

- Pré-cozidos: o forno possui uma série de ânodos pequenos que são sinterizados em fornos separados e são introduzidos na cuba à medida que os em serviço são consumidos. Possuem qualidade e grau de compactação superior, o que garante menor consumo de C e melhor controle de emissão de gases.

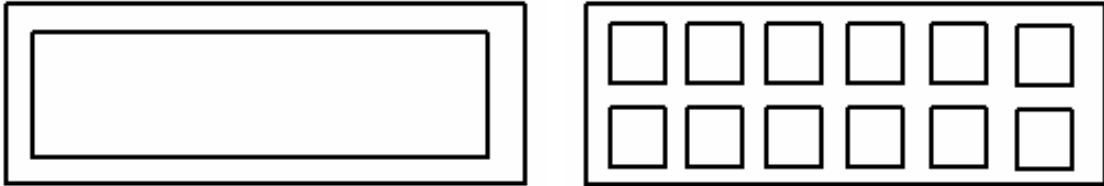


Figura 5: Tipos de ânodo - Söderberg (esquerda) e Pré-cozido (direita).

No que tange a disposição na linha (Figura 6), as cubas são classificadas em:

- *End-to-end*: os fornos são alinhados de forma que as arestas menores (cabeceiras) de duas cubas adjacentes ficam lado a lado;
- *Side-by-side*: a disposição é tal que as arestas maiores (laterais) de duas cubas adjacentes ficam lado a lado. Esta configuração é a mais usual atualmente e leva a um uso mais eficiente das pontes rolantes usadas na operação dos fornos, facilitando a operação de extração do metal e a troca de ânodos (no caso de ânodos pré-cozidos).

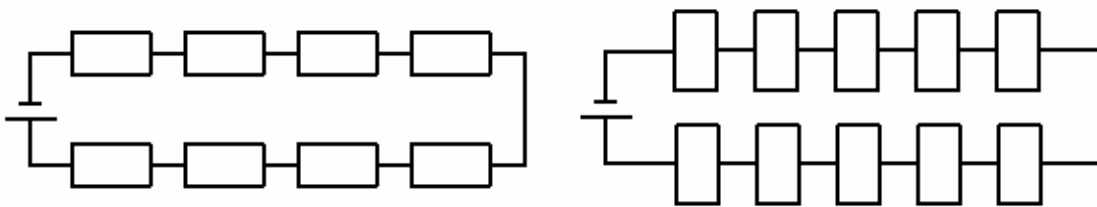


Figura 6: Disposição das cubas na linha - *End-to-end* (esquerda) e *Side-by-side* (direita).

Cada linha de redução possui no mínimo 2 trechos¹ de cubas ou *pot rows*, que são os segmentos da linha que vão e voltam para o retificador, fechando o circuito. A Figura 6 mostra 2 linhas, uma *end-to-end* e outra *side-by-side*, cada qual com 2 trechos de cubas.

A Tabela 1 mostra alguns dados típicos de cubas modernas.

Tabela 1 – Dados típicos de cubas modernas.

Corrente de operação I	150 kA – 400 kA
Queda de potencial por cuba	~ 4 V
Comprimento da cuba (L_x)	~ 10 m
Largura da cuba (L_y)	~ 4 m
Espessura da camada de banho entre o ânodo e metal, distância ânodo-cátodo (ACD)	35 – 50 mm
Espessura da camada de Alumínio líquido	125 – 250 m
Nº de ânodos (caso Söderberg) por cuba	1
Nº de ânodos (caso pré-cozidos) por cuba	18 – 36
Eficiência energética E	47 – 65 MJ/kg de alumínio (~13 – 18 kWh/kg)
Eficiência de corrente χ (na eletrólise)	90% - 96%

Durante a operação da cuba, o banho e o metal encontram-se no estado líquido e conduzem corrente elétrica. A Tabela 2 mostra algumas características físicas destes líquidos [2].

Tabela 2 – Propriedades físicas de banho e metal, de acordo com [2].

Propriedade	Unidade	Metal	Banho
Massa Específica – ρ	kg/m ³	2,27.10 ³	2,07.10 ³
Viscosidade Cinemática – ν	m ² /s	5,2.10 ⁻⁷	11,8.10 ⁻⁷
Condutividade Elétrica – σ	($\Omega.m$) ⁻¹	3,45.10 ⁶	2,22.10 ²
Permeabilidade Magnética – μ	T.m/A	4 π .10 ⁻⁷	4 π .10 ⁻⁷
Difusividade Magnética – $\sigma^{-1}.\mu^{-1}$	m ² /s	0,2307	3,58.10 ³

A densidade de corrente elétrica \vec{J} que flui na cuba pode ser calculada a partir da queda de tensão elétrica Φ do sistema, Equação (2):

$$\vec{J} = -\sigma(\nabla\Phi) \quad (2)$$

¹ Nomenclatura em língua portuguesa própria do autor.

De acordo com a Lei de Ampère, Equação (3), a corrente elétrica que flui em cada um dos condutores da cuba contribui para o estabelecimento do campo magnético. Estas contribuições podem ser calculadas através da Lei de Biot-Savart², Equação (4).

$$\vec{J} = \nabla \times \vec{H} \quad (3)$$

$$\vec{B} = \frac{\mu}{4\pi} \iiint \frac{\vec{J} \times \vec{r}}{|\vec{r}|^3} d(volC) \quad (4)$$

A interação entre a densidade de corrente \vec{J} e a densidade de fluxo magnético \vec{B} geram Forças de Lorentz \vec{F}_{em} , que atuam sobre as fases líquidas.

$$\vec{F}_{em} = \vec{J} \times \vec{B} \quad (5)$$

É importante notar que, uma vez que banho e metal estão em movimento, a força de corpo total de origem eletromagnética \vec{F}_{tot} deve levar em conta a convecção do campo magnético, segundo a Equação (6).

$$\vec{F}_{tot} = \vec{J} \times \vec{B} + \sigma (\vec{V} \times \vec{B}) \times \vec{B} \quad (6)$$

Finalmente, o escoamento do banho e do metal pode então ser calculado através da Equação de Navier-Stokes modificada para o MHD (doravante chamada simplesmente de Equação do MHD) e da Equação da Continuidade para o Escoamento – Equações (7) e (8), respectivamente.

$$\left(\frac{\partial \vec{V}}{\partial t} + \vec{V} \cdot \nabla \vec{V} \right) = \frac{\nabla p}{\rho} + \nu (\nabla^2 \vec{V}) + \vec{g} + \frac{\vec{F}_{tot}}{\rho} \quad (7)$$

² Naturalmente, a presença de um casco de aço irá modificar o campo magnético gerado pelos condutores.

$$\nabla \cdot \vec{V} = 0 \quad (8)$$

Por se tratar de um sistema fechado (sem entradas ou saídas), o escoamento se estabelece a partir do rotacional das Forças de Lorentz [3, 4], Equação (9). A interface entre banho e metal acumula energia potencial gravitacional, deformando-se a partir da situação plana. A magnitude e a direção da máxima deformação possível da interface é dada pelo divergente das Forças de Lorentz no metal, Equação (10).

$$\nabla \times \vec{F}_{em} = (\vec{B} \cdot \nabla) \vec{J} - (\vec{J} \cdot \nabla) \vec{B} \quad (9)$$

$$\nabla \cdot \vec{F}_{em} = -\vec{J} \cdot (\nabla \times \vec{B}) \quad (10)$$

A Tabela 3 mostra características do escoamento do banho e do metal através de análise de grupos adimensionais [2], sendo montada a partir de dados da Tabela 2 e dos seguintes valores típicos para ambos os fluídos:

- $\bar{V} = 0,1 m/s$
- $\frac{L_y}{2} = 1,5 m$
- $\bar{J} = 10^4 A/m^2$
- $\bar{B} = 10^{-2} T$

Tabela 3 – Características de banho e metal através de análise adimensional, de acordo com [2].

Grupo Adimensional	Metal	Banho
Número de Reynolds – Re	$0,29 \cdot 10^6$	$0,13 \cdot 10^6$
Energia Magnética/Energia Cinética – S	3,5	3,74
Número de Reynolds Magnético – Re_m	0,65	$0,42 \cdot 10^{-4}$
Número de Hartman – M	$0,35 \cdot 10^6$	$0,1 \cdot 10^2$
Forças Eletromagnéticas/Forças Viscosas	10^6	$0,49 \cdot 10^6$

A partir dos dados da Tabela 3 acima nota-se que, devido ao alto Re de ambas as fases, suas camadas-limite hidrodinâmicas são estreitas bem como a zona de atuação dos efeitos viscosos.

Como a razão entre energia magnética e energia cinética é da ordem de 1, a fonte de momentum para o escoamento representada pelas forças eletromagnéticas são relevantes. Tal observação é reforçada pela alta magnitude da razão entre as forças eletromagnéticas e as forças viscosas. Re_m é a relação entre a advecção e a difusão do campo magnético. Como no metal o valor de Re_m é da ordem de 10^{-1} , concluí-se que o transporte advectivo do campo magnético é relevante como fonte de momentum, devendo-se levar a referida Equação (6) em consideração.

O Número de Hartman indica que, devido ao seu grande valor no metal, o campo magnético é intenso o suficiente para estabilizar o escoamento e talvez até inibir o surgimento da turbulência. No banho, contudo, a presença das bolhas de CO_2 abaixo do ânodo fazem com que o escoamento seja mais agitado e M é de ordem 4 vezes menor que no metal, o que aumenta a tendência do escoamento a ser turbulento nesta fase.

O CO_2 produzido a partir da redução da alumina, forma um filme gasoso abaixo dos ânodos que, ao mover-se para a atmosfera, torna-se uma grande fonte de momentum para o banho, tão relevante quanto o MHD [1, 2, 4]. Assim, pode-se dividir as fases líquidas em 3 zonas [2], a saber:

- Zona 1: metal;
- Zona 2: banho próximo à interface com o metal, livre da influência das bolhas de CO_2 ;
- Zona 3: banho próximo à interface com os ânodos, cujo escoamento é dominado pela influência das bolhas de CO_2 .

Nota-se que a influência do MHD no escoamento permanente restringe-se às Zonas 1 e 2. As 3 Zonas discutidas acima são ilustradas na Figura 7.

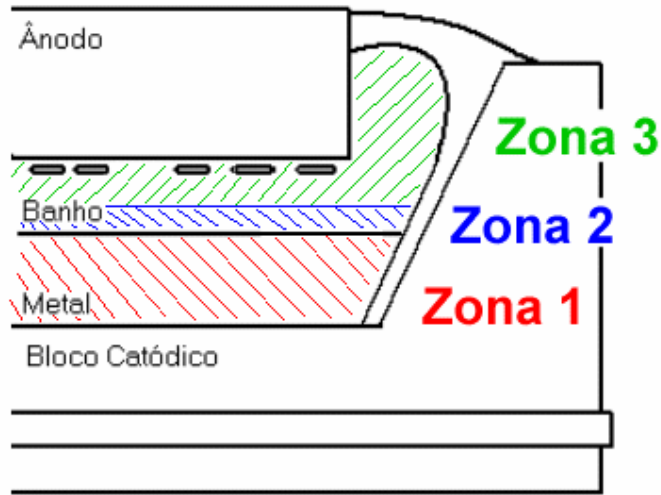


Figura 7: Zonas de influência das forças de corpo nas fases líquidas.

A partir da observação da Tabela 2, nota-se que a condutividade elétrica do metal é muito maior que a do banho – e do que a das peças de carbono, qual seja, $\sigma_c = 2,86 \cdot 10^4 (\Omega \cdot m)^{-1}$. Assim, $\sigma_m \gg \sigma_c \gg \sigma_b$, o que implica em:

- a camada de banho é a grande resistência elétrica do sistema. A distribuição de \vec{J} nos ânodos é determinada pelo banho: se a espessura da camada de criolita sob um ânodo for menor que nos outros, a corrente nele tende a ser maior;
- a densidade de corrente elétrica \vec{J} tende a uniformizar-se no alumínio (devido à sua alta condutividade relativa) e assumir a distribuição de corrente imposta pelo projeto de barramentos.

A Figura 8 mostra a influência das condutividades elétricas respectivamente baixa e alta para banho e metal na distribuição de corrente elétrica, quando na presença de uma camada de eletrólito de espessura não uniforme.

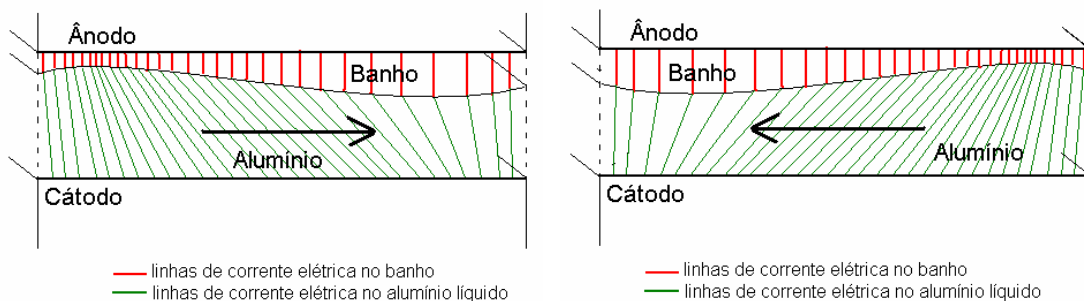


Figura 8: Perturbações da interface banho-metal e suas consequências na corrente elétrica.

Os efeitos magnetohidrodinâmicos em uma cuba podem ser decompostos em uma parte estacionária e uma parte transiente que, devido a uma perturbação qualquer, pode levar à formação de ondas. Em geral, uma perturbação nas forças provoca uma deformação na interface banho-metal. A interface, por sua vez, se estiver em movimento provoca perturbações na corrente elétrica em toda a cuba. Essas perturbações na corrente elétrica influem diretamente nas forças completando um ciclo retro-alimentado: a chamada instabilidade (magnetohidrodinâmica da interface banho-metal). Uma analogia mecânica para este fenômeno foi apresentada em [5]. Este ciclo só pode ser freado por efeitos viscosos já presentes na cuba, ou aumentando-se a espessura do banho, o que é indesejável. Algumas fontes de perturbação são apresentadas:

- trocas de ânodo e outros tipos de manutenção;
- impurezas provenientes das matérias primas;
- vazamento do alumínio produzido, reduzindo a espessura da camada de metal na cuba;
- como as cubas são ligadas em série, uma cuba pode induzir perturbações em outra.

De toda a discussão acima, pode-se concluir que as forças eletromagnéticas possuem grande relevância no escoamento das fases líquidas de uma cuba. O projeto de barramentos apresenta-se então como o estudo da fonte de momentum do escoamento e da origem da instabilidade magnetohidrodinâmica de cubas.

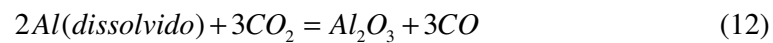
Devido ao custo energético, plantas de alumínio geralmente são construídas em regiões de baixa densidade populacional, aonde há grande potencial energético a ser explorado. A Equação (11) mostra o consumo específico de energia para a fabricação do alumínio metálico:

$$E = \frac{10,728 \cdot \Delta\Phi}{\chi} \quad (11)$$

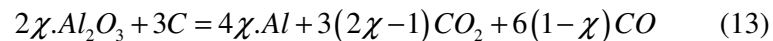
onde E é o consumo energético específico, [MJ/kg de Alumínio]; $\Delta\Phi$ é a queda de tensão elétrica da cuba, [V]; e χ é a eficiência de corrente da redução, [-].

Apesar da eletrólise do alumínio ser governada pela Lei de Faraday, observa-se na prática que a quantidade de metal produzida é inferior àquela esperada. Esta relação entre massa de metal efetivamente produzida e a massa teórica é chamada de eficiência de corrente, χ . Para uma estimativa do consumo energético de uma cuba eficiente, assumem-se os seguintes valores típicos: $\Delta\Phi \sim 4,1 \text{ V}$ e $\chi \sim 0,95$, o que nos leva a uma eficiência energética $E \sim 47,0 \text{ MJ/kg}$ de Alumínio ($E \sim 13,0 \text{ kW.h/kg}$), já considerando as perdas térmicas inerentes ao processo.

A eficiência de corrente χ é sempre menor que a unidade devido a reoxidação do alumínio metálico dissolvido no banho, predominantemente de acordo com a Equação (12).



Ao levar-se em conta o processo de reoxidação – Equação (12) – na redução da alumina – Equação (1) – obtém-se então a Equação (13), representativa da produção de alumínio metálico:



Vários fatores influenciam a eficiência de corrente, a saber:

- temperatura;
- densidade de corrente;
- *ACD*;
- projeto da cuba.

Observa-se também que a eficiência de corrente é susceptível à composição química do eletrólito, mas este aspecto não será abordado neste trabalho.

Uma vez que a eficiência de corrente é definida como a fração da corrente elétrica efetivamente utilizada para a redução da alumina, torna-se interessante estudar o mecanismo de reoxidação do Al. A Figura 9 ilustra o mecanismo de reoxidação do Al, que pode ser dividido nas seguintes etapas:

- i. dissolução do Al na interface banho-metal até a saturação;
- ii. difusão do Al pela camada limite de concentração, afastando-se da interface banho-metal;
- iii. convecção do Al até a interface de reação com o CO₂, que pode tanto estar dissolvido no banho quanto encontrar-se na fase gasosa;
- iv. reoxidação do Al.

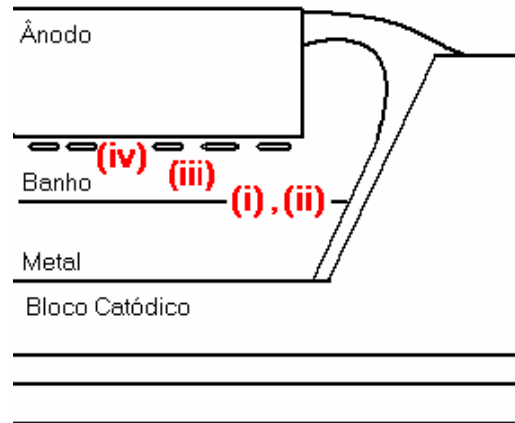


Figura 9: Mecanismo de reoxidação, adaptado de [1].

Por envolver transporte convectivo de massa – passo (iii) – é interessante notar a influência do escoamento sobre a troca de massa. De acordo com a Equação (14), o transporte convectivo do alumínio é favorecido com o aumento da velocidade.

$$(\vec{V} \cdot \nabla C_m) = \nabla \cdot (D_{mb} \nabla C_m) + \frac{\partial N_m}{\partial t} \quad (14)$$

onde C_m é a concentração de Al dissolvido no banho, [mol/m³]; D_{mb} é a difusividade do metal no banho, [m²/s]; e $\frac{\partial N_m}{\partial t}$ é o termo de acumulação de massa, [mol/m³.s].

As seguintes tendências são observadas em laboratório:

- com reduzida agitação, a etapa de transporte convectivo do alumínio (iii) é a determinante na cinética da reação;
- com grande agitação, as etapas de dissolução do alumínio (i) e difusão na camada limite (ii) passam a ser as determinantes para a cinética.

A Figura 10 compara distribuições experimentais - curvas (e) e (f) - de concentração de metal C_m no banho obtida para as seguintes situações teóricas:

- (a) o controle do transporte de massa de metal (e da reação) é dado pela etapa (ii) do mecanismo de reoxidação;
- (b) o controle do transporte de massa de metal (e da reação) é dado pela etapa (iii);
- (c) o controle da reação de reoxidação é dado pela taxa de emissão de gases;
- (d) o controle do transporte de massa de metal (e da reação) é misto;

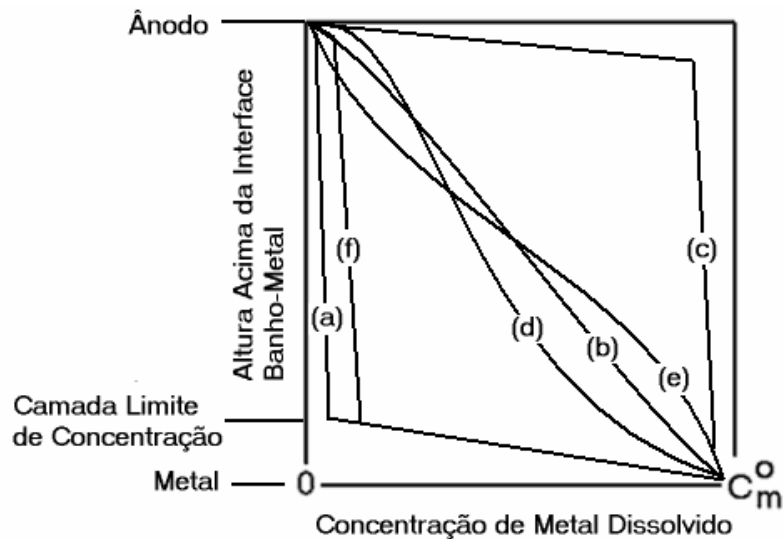


Figura 10: Concentração de metal no banho, de acordo com [1].

Na curva experimental (e), a distribuição de concentração do metal C_m aproxima-se daquela prevista pela curva teórica (b), na qual a reação de reoxidação do metal é controlada pela convecção do metal dissolvido no banho, passo (iii). Neste caso, a influência do escoamento já foi ressaltada, de acordo com a Equação (14).

A curva (f) apresenta uma distribuição C_m próxima da curva teórica (a), que é representativa da reação cuja cinética é determinada pelos passos (i) e (ii) do mecanismo de reoxidação. Também neste caso, a distribuição de C_m está ligada ao escoamento das fases líquidas.

Partindo-se da premissa do balanço de material, assume-se que a taxa de transporte do alumínio dissolvido através da camada limite deve ser igual à taxa de

reoxidação³. A Equação (15) mostra a eficiência de corrente como uma relação entre a taxa de dissolução do metal r na camada limite de concentração e a taxa teórica de produção do metal prevista pela Lei de Faraday, $r_o = I/(3.F)$.

$$\chi(\%) = 100 \left(1 - \frac{3 \cdot F \cdot r}{I} \right) \quad (15)$$

onde F é a constante de Faraday, [A.s/mol].

A taxa de dissolução do metal r é dada por:

$$r = k_m \cdot A_{int} \cdot (C_m^o - C_m) \quad (16)$$

onde k_m é o coeficiente de transferência de massa do metal, [m/s]; A_{int} é a área da interface banho-metal, [m²]; e C_m^o é a concentração de alumínio dissolvido na interface banho-metal na saturação, [mol/m³].

O coeficiente de transferência de massa do metal k_m é dado por:

$$k_m = 0,023 \left(\frac{D_{mb}}{2l_{reac}} \right) \text{Re}^{0,83} \cdot \text{Sc}^{0,33} \quad (17)$$

onde l_{reac} é a distância da interface banho-metal até a zona onde se processa a reação, [m].

Ao se expressar os grupos adimensionais pelas variáveis que os definem e finalmente substituir as Equações (16) e (17) em (15), a influência do escoamento na eficiência de corrente torna-se explícita. A Tabela 4 mostra valores típicos (que, naturalmente, variam de acordo com a tecnologia) para as variáveis da Equação (18).

³ Ressalta-se, contudo, que esta análise somente é válida como previsão de eficiência de corrente para cubas com distribuição da concentração de metal no banho conhecidas. Ainda assim, a análise é somente válida do ponto de vista qualitativo.

$$\chi (\%) = 100 - 0,063 \left(\frac{F \cdot D_{mb}^{0,67}}{I \cdot l_{reac}^{0,17}} \right) \cdot \nu_b^{-0,5} \cdot V_{int}^{0,83} \cdot A_{int} \cdot (C_m^o - C_m) \quad (18)$$

Tabela 4 – Dados típicos da Equação (21) para cubas de 150 kA, de acordo com [1].

Dado	Unidade	Valor Típico	Variação
Área da Interface Banho-metal – A_{int}	m ²	25	25 - 50
Difusividade do Metal Dissolvido – D_{mb}	m ² /s	3.10 ⁻⁸	-
Viscosidade Cinemática do Banho – ν_b	m ² /s	12,2.10 ⁻⁷	9,8.10 ⁻⁷ - 16,0.10 ⁻⁷
Velocidade da Interface – V_{int}	m/s	0,15	0,05 - 0,25
Corrente de Operação - I	A	150.10 ³	-
Distância da Interface Banho-metal até a Frente de Reação (assumindo-se igual ao ACD) - l_{reac}	m	0,03	0,02 - 0,06

Assim, concluí-se que o escoamento tem um papel fundamental no mecanismo de reoxidação do metal e, conseqüentemente, na eficiência de corrente χ e energética E do processo. Ressalta-se a relevância do projeto de barramentos devido à sua influência no termo fonte do MHD.

A seguir, a influência de algumas variáveis na eficiência de corrente será brevemente apresentada. A temperatura tem grande influência, uma vez que uma variação de 10°C em uma cuba leva a uma variação de χ em torno de 3%. Assim, ressalta-se a importância do projeto térmico em uma cuba (não abordado neste trabalho).

A eficiência de corrente tende a diminuir com a redução do ACD . A Figura 11 mostra a variação de χ com o ACD para duas tecnologias diferentes. Nota-se que existe um limite inferior prático em torno de 30-35 mm para o ACD [1, 4], a partir do qual χ diminui rapidamente. Por outro lado, deve-se ressaltar que a grande transformação de energia elétrica em térmica - via efeito Joule - em uma cuba se dá no banho devido a sua baixa condutividade σ_b . Logo, aumentar o ACD levaria uma queda de eficiência energética devido a um aumento nas perdas térmicas. Também devido ao Efeito Joule decorre a necessidade de se reduzir o ACD ao aumentar-se a corrente de operação I , de modo a manter o balanço térmico.

Entretanto, com um baixo ACD , a instabilidade magnética torna-se mais apreciável. Assim, ressalta-se mais uma vez a relevância do projeto de barramentos no sentido de reduzir a força motriz do mecanismo de instabilidade e garantir a operação satisfatória do forno nestas condições.

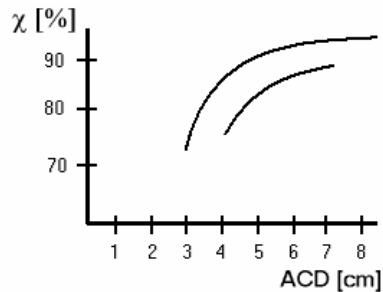


Figura 11: Influência da ACD em χ para duas tecnologias diferentes, reproduzido de [1].

Quanto maior for a altura de metal, maior será χ . Por possuir alta condutividade térmica, o metal líquido é o grande dissipador térmico da cuba. Logo, uma altura de metal muito grande também pode ser prejudicial no sentido de que as perdas térmicas do equipamento aumentam consideravelmente. Assim, deve-se encontrar a altura ideal de metal para cada tecnologia (~ 150 – 200 mm), de modo a manter o equilíbrio entre perdas térmicas e χ .

A deformação da interface banho-metal (também chamado de *heave*) influencia χ , que diminui à medida que a primeira aumenta. O *heave* é diretamente dependente do projeto da cuba, podendo ser maior que 100 mm [4, 6]. Devido ao consumo dos ânodos, estes tendem a ficar com a forma do *heave* e manter um ACD constante, o que permitiria a medição da deformação, [6].

Geralmente, cubas com um *heave* grande (> 100 mm) também são instáveis. As oscilações que surgem devido à instabilidade fazem com que localmente o ACD diminua. Estas mesmas oscilações ainda podem fazer com que gotículas de metal fiquem em suspensão no eletrólito, favorecendo a troca de massa. Conforme a discussão acima, ambos os efeitos aumentam a taxa de reoxidação. Como a deformação da interface está relacionada às forças eletromagnéticas, o projeto de barramentos mais uma vez se revela importante para a eficiência de corrente do processo.

2.2. Modelos Eletromagnéticos

2.2.1. Definição do Problema Eletromagnético em Uma Cuba Eletrolítica

A Figura 12 mostra um corte perspectivado de uma cuba, onde se pode ver que o casco de aço envolve ou circunda a corrente elétrica (região multiplamente conectada). A Figura 13, por sua vez, compara a grandeza da condutividade elétrica σ_i dos diversos componentes i do circuito de uma cuba eletrolítica em relação à condutividade do banho σ_b – i.e., σ_i/σ_b – onde fica claro que o metal pode ser entendido como o equipotencial do sistema (e o banho, conforme já dito, o grande resistor do sistema).

Por ser um equipamento complexo, o *design* de uma cuba envolve muitos projetos simultâneos e interdependentes: o projeto termo-elétrico determina a posição do *ledge* que por sua vez influencia a distribuição \vec{J} no metal. O campo de temperatura da cuba atua como uma das causas da deformação estrutural do equipamento. As tensões mecânicas nos blocos catódicos influenciam a captação de corrente elétrica nas barras coletoras. O projeto eletromagnético determina o termo fonte para a Equação do MHD. A análise do escoamento determinará o comportamento hidrodinâmico e a posição da interface entre os fluídos. O escoamento exerce influência sobre o coeficiente convectivo de troca de calor.

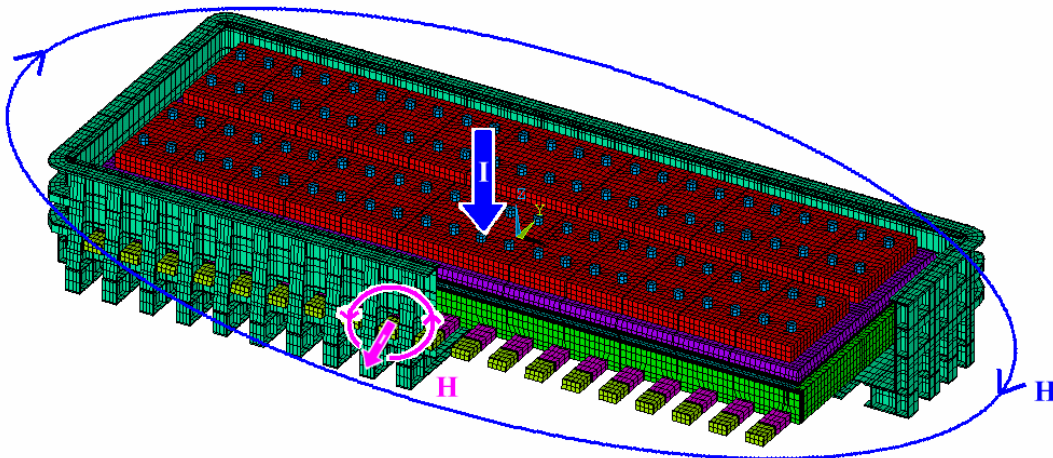


Figura 12: Corte de uma cuba eletrolítica – o casco envolve ou circunda a corrente elétrica que flui no sistema, caracterizando-se como uma região multiplamente conectada.

Uma vez que os ânodos tendem a assumir a forma do *heave* durante a operação da cuba, o *ACD* tende a ficar uniformizado e, conseqüentemente, a densidade de corrente \vec{J} no banho. Assim, a interface entre os fluídos e os ânodos é assumida como plana. Foi demonstrado [7] que o escoamento permanente calculado com Forças de Lorentz geradas a partir de um *heave* e ânodos planos permanece praticamente inalterado em relação à situação de ânodos consumidos de acordo com a deformação da interface⁴. Uma vez que a análise eletromagnética não leva em conta a Equação do MHD, a interface e os fluídos são assumidos como estáticos. Assim, os efeitos de transporte advectivo de \vec{B} são negligenciados nesta análise, bem como a variação de \vec{J} com a oscilação da interface⁵. Finalmente, o problema da cuba eletrolítica pode ser encarado como em regime permanente.

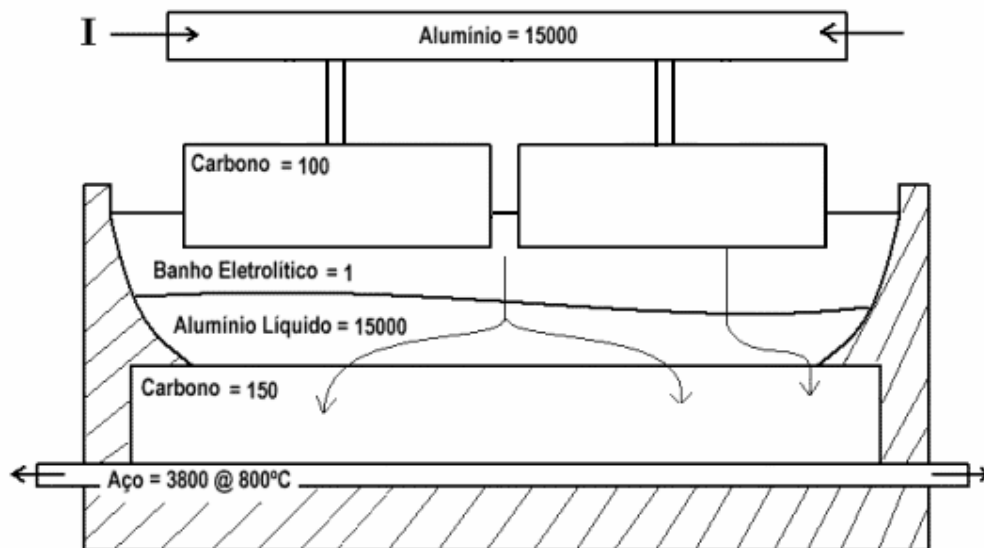


Figura 13: Condutividade elétrica relativa (σ_i/σ_b) dos componentes de uma cuba – o banho é o grande resistor do sistema e o metal pode ser entendido como um equipotencial.

Com estas considerações, as Equações de Maxwell relevantes para o problema de uma cuba eletrolítica de alumínio são:

⁴ Neste caso, o seguinte procedimento iterativo é necessário: (1) cálculo dos campos eletromagnéticos a partir da interface e dos ânodos planos; (2) cálculo do escoamento e da deformação da interface; (3) novo cálculo de campos eletromagnéticos a partir da interface deformada e dos ânodos respectivamente consumidos; (4) novo cálculo de escoamento e deformação da interface.

⁵ Estes efeitos devem ser levados em consideração em uma análise do escoamento com as Equações do MHD e da Continuidade.

$$\begin{aligned}
\nabla \times \vec{H} &= \vec{J} \\
\nabla \times \vec{E} &= 0 \\
\nabla \cdot \vec{B} &= 0
\end{aligned}
\tag{19}$$

As relações constitutivas para os campos elétrico e magnético são dadas na Equação (20).

$$\begin{aligned}
\vec{J} &= \sigma \vec{E} \\
\vec{B} &= \mu \vec{H}
\end{aligned}
\tag{20}$$

Finalmente, a Equação da Continuidade para a Corrente Elétrica é obtida através da aplicação do operador divergente em ambos os lados da Lei de Ampère, Equação (21).

$$\nabla \cdot \vec{J} = 0
\tag{21}$$

2.2.2. Modelo Elétrico

Uma vez que o campo elétrico \vec{E} é não rotacional de acordo com a Equação (19), assume-se que \vec{E} é dado pelo gradiente de um potencial elétrico, Φ , de acordo com a Equação (22).

$$\vec{E} = -\nabla \Phi
\tag{22}$$

Substituindo-se a Equação (22) e a relação constitutiva do campo elétrico – Equação (20) – na Equação (21) obtém-se finalmente a Equação de Laplace a ser resolvida:

$$-\nabla \cdot \sigma(\nabla \Phi) = 0
\tag{23}$$

Os carregamentos e condições de contorno do problema são, respectivamente, a corrente de operação da linha de cubas I e uma tensão de referência $\Phi = 0$.

2.2.3. Modelo Magnético

O modelo de magnetização utilizado é o chamado Potencial Escalar Magnético [8], aplicável a situações⁶ que possuam regiões de ar (μ_o), Ω_o , e com material magnetizável (μ), Ω_1 . A Figura 14 mostra o domínio do problema $\Omega = \Omega_o + \Omega_1$, onde a interface entre Ω_o e Ω_1 é S_1 .

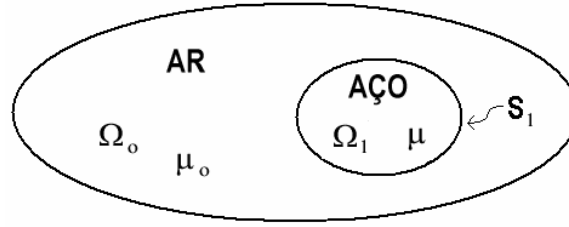


Figura 14: Domínio Ω do problema magnético em uma cuba eletrolítica.

O modelo assume que um campo magnético possa ser representado na forma da Equação (24).

$$\vec{H} = \vec{H}_i - \nabla\Psi \quad (24)$$

onde \vec{H}_i é o campo magnético preliminar, [A/m]; e Ψ o potencial escalar magnético, [A].

Ao utilizar-se a relação constitutiva do campo magnético dada na Equação (20) e realizar-se a substituição da Equação (24) na Equação da Continuidade para o Campo Magnético, $\nabla \cdot \vec{B} = 0$, obtém-se a Equação de Poisson a ser resolvida para o campo escalar Ψ :

$$\nabla \cdot \mu(\nabla\Psi) - \nabla \cdot \mu\vec{H}_i = 0 \quad (25)$$

A permeabilidade magnética dos elementos da região de aço é encontrada de forma iterativa através da Equação (25).

⁶ O modelo também contempla regiões com ímãs permanentes. Contudo, este não é o caso de uma Área de Redução.

A aplicabilidade deste modelo restringe-se à situação na qual o valor absoluto do campo magnético preliminar é muito maior que o do gradiente do potencial escalar, *i.e.*, $|\vec{H}_i| \gg |\nabla\Psi|$. O sistema é considerado aberto, *i.e.*, pode haver campo magnético atravessando as fronteiras externas do modelo, uma vez que a área de uma Planta de Redução é da ordem de 10^4 m^2 , tornando-se computacionalmente inviável modelar o ar do entorno de modo a estendê-lo ao infinito físico.

O ar externo, portanto, deve ser modelado de tal forma [7] que o seu volume seja suficiente para garantir que $|\vec{H}_i| \gg |\nabla\Psi|$ e sua malha deve ser espacialmente refinada o suficiente para garantir o cálculo adequado do gradiente do potencial escalar Ψ . Por outro lado, a malha espacial do entorno não pode ser demasiadamente grande ($\geq 1\text{E}6$ elementos e $\geq 5\text{E}5$ nós), de modo a tornar o tempo de cálculo excessivo.

Quando ambos os subdomínios Ω_0 e Ω_1 estão presentes e Ω_1 envolve ou circunda a corrente elétrica (como no problema da cuba eletrolítica), uma solução composta de 3 passos é adotada. Este procedimento é conhecido como o Potencial Escalar Generalizado (*GSP*).

2.2.3.1. Descrição do Procedimento de Cálculo *GSP*

À medida que os 3 passos do procedimento forem discutidos, um exemplo ilustrativo desenvolvido pelo autor deste trabalho será apresentado. Serão comparados os resultados obtidos com duas situações de ar externo, um suficiente para garantir a aplicabilidade do método e o outro não.

Considere-se um cilindro de aço com raio interno $r_{ci} = 2,5 \text{ m}$ e espessura $e_c = 0,69 \text{ m}$ e comprimento $l_c = 5 \text{ m}$, conforme a Figura 15. Dois condutores retilíneos estão presentes no sistema, paralelos ao eixo do cilindro: um deles coaxial e o outro posicionado à 20 m do eixo. As correntes elétricas que fluem através dos condutores interno e externo são, respectivamente, 15 kA e 105 kA.

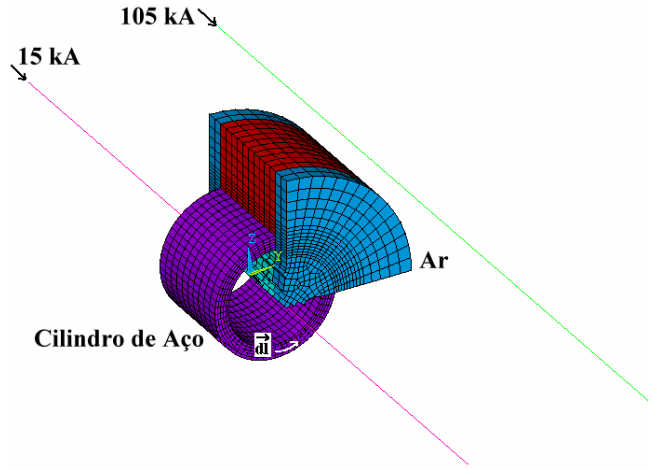


Figura 15: Cilindro de aço com 2 condutores interno e externo.

O 1º passo é aplicável somente às regiões de materiais magnetizáveis. O campo magnético preliminar é dado em Ω_1 pela Lei de Biot-Savart, Equação (26).

$$\vec{H}_i = \frac{1}{4\pi} \iiint \frac{\vec{J} \times \vec{r}}{|\vec{r}|^3} d(volC) \quad (26)$$

A integral de linha de \vec{H} numa região multiplamente conectada é diferente de zero:

$$\int \vec{H} \cdot d\vec{l} \neq 0 \quad (27)$$

Resolve-se então a Equação (25) de modo a calcular o campo potencial Ψ no aço. A condição de contorno do problema é que a densidade de fluxo magnético seja tangencial à interface S_1 , *i.e.*, que a componente de \vec{B} normal à S_1 seja nula, Equação (28). Assim, a influência de fontes que geram campo magnético normal à S_1 não é considerada neste passo.

$$\vec{n} \cdot \mu(\vec{H}_i - \nabla\Psi) = 0 \quad (28)$$

O resultado do campo magnético para o aço, \vec{H}_1 , é dado pela Equação (24), repetida abaixo.

$$\vec{H}_1 = \vec{H}_i - \nabla\Psi \quad (29)$$

A Figura 16 mostra o resultado obtido para \vec{B} [T] em um corte no meio do cilindro ($l/2$) para ambas as malhas de ar. Como o campo potencial Ψ do ar não é considerado no 1º passo, os resultados para ambas as situações são rigorosamente iguais. Nota-se que a condição de fluxo paralelo da Equação (28) é válida como aproximação inicial para Ω_1 visto que a orientação preferencial do campo magnético no aço será de acordo com a Lei de Ampère – concordando com a Equação (27).

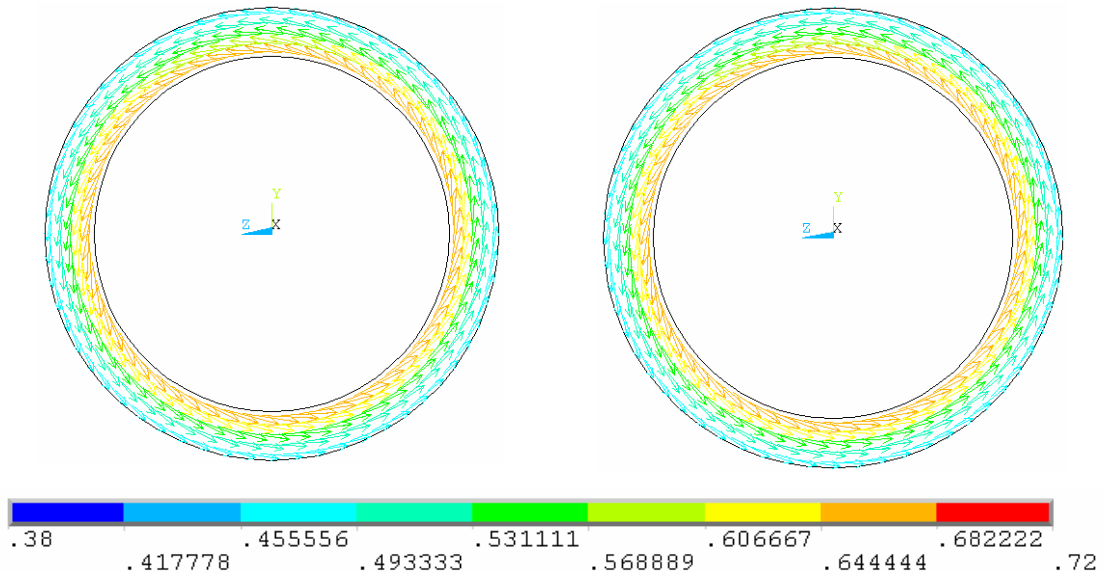


Figura 16: Resultados do 1º passo do GSP no meio do cilindro para as malhas de ar maior (esquerda) e menor (direita), [T].

O 2º passo é aplicável à região de material não magnetizável, Ω_0 . Novamente, o campo magnético preliminar é dado pela Lei de Biot-Savart – Equação (26). A condição de contorno na fronteira exterior de Ω é potencial escalar magnético prescrito zero, $\Psi = 0$.

Na interface, a condição de contorno é a conservação do campo magnético tangencial em S_1 , Equação (30).

$$\vec{n} \times \vec{H}_i = \vec{n} \times \vec{H}_1 \quad (30)$$

Isto pode ser obtido através da aplicação dos valores calculados para Ψ em S_1 no 1º passo. Assim, o volume de ar modelado torna-se relevante na medida em que a distância entre o perímetro de Ω e S_1 é determinante no valor de $\nabla\Psi$.

Novamente, o campo potencial Ψ em Ω_o é calculado através da Equação (25) e o resultado do campo magnético para o ar, \vec{H}_o , é dado pela Equação (24), repetida abaixo.

$$\vec{H}_o = \vec{H}_i - \nabla\Psi \quad (31)$$

A Figura 17 mostra os resultados obtidos para \vec{B} [T] no meio do cilindro ($l_c/2$) para o ar em ambas as malhas, a maior à esquerda e a menor à direita. Nota-se que na malha menor, os valores obtidos para \vec{H}_o no ar exterior ao cilindro são maiores que na outra situação. Isto se deve ao fato de que com uma menor distância entre S_1 e a fronteira externa de Ω , o valor de $\nabla\Psi$ é naturalmente maior.

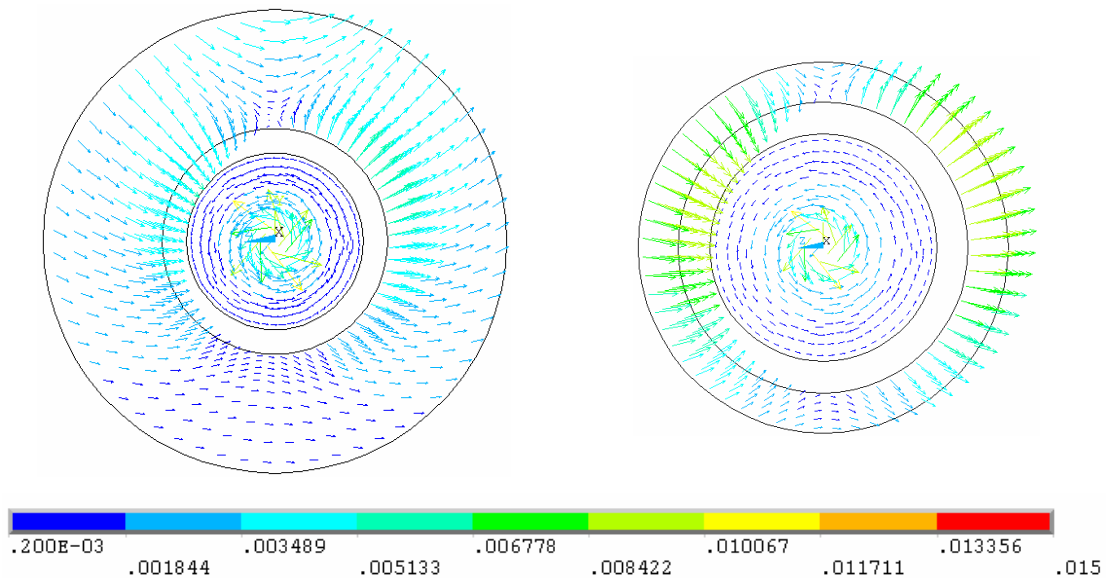


Figura 17: Resultados do 2º passo do GSP no meio do cilindro para as malhas de ar maior (esquerda) e menor (direita), [T].

No 3º passo, cujo objetivo é difundir a influência das fontes que geram campo magnético normal à S_1 para o aço, todo o domínio Ω é considerado. Os valores de

campo magnético preliminar são \vec{H}_1 para Ω_1 (calculado no 1º passo) e \vec{H}_o para Ω_o (calculado no 2º passo). A condição de contorno é potencial prescrito zero na fronteira de Ω , *i.e.*, $\Psi = 0$. Novamente resolve-se a Equação (25) e o eventual valor da nova permeabilidade magnética μ é novamente encontrado de forma iterativa. O resultado final do campo magnético é dado pela Equação (24), repetida abaixo.

$$\vec{H} = \vec{H}_i - \nabla\Psi \quad (32)$$

A Figura 18 mostra os resultados obtidos para \vec{B} [T] aço no meio do cilindro ($l_c/2$) para ambas as malhas de ar, a maior à esquerda e a menor à direita. Nota-se que em ambos os casos, a influência do condutor externo se faz presente (difundida pelo ar), reduzindo a intensidade da densidade de fluxo magnético na parte superior do cilindro e aumentando a intensidade na parte inferior. Contudo, uma vez que \vec{H}_o é maior na malha de ar menor, este efeito é mais intenso na respectiva malha de aço. Este exemplo ilustra a necessidade de modelar-se um volume suficiente de ar para garantir que $\nabla\Psi$ seja calculado adequadamente. Um trabalho previamente apresentado na literatura [9] mostra o modelo gerado para a análise magnética da cuba sem, contudo, quantificar o volume de ar utilizado.

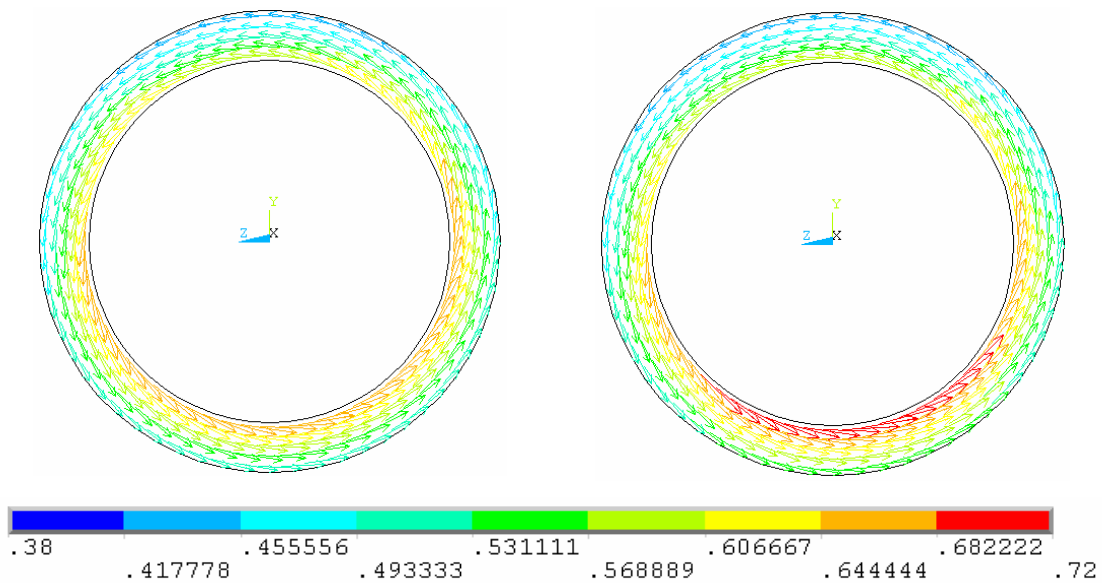


Figura 18: Resultados do 3º passo do GSP no meio do cilindro para as malhas de ar maior (esquerda) e menor (direita), [T].

2.2.3.2. Outros Modelos Magnéticos Encontrados na Literatura

O chamado Método Integral [10] não calcula o potencial magnético Ψ , e sim o vetor magnetização do aço, \vec{M} . O casco é dividido em elementos e avalia-se então o campo magnético secundário⁷ induzido em cada j -ésimo elemento devido ao vetor magnetização de cada i -ésimo elemento (onde $j \neq i$). Isto é obtido através da solução de um sistema de equações com duas variáveis: o campo magnético total \vec{H} e a susceptibilidade κ , onde $\kappa = \frac{\mu}{\mu_0} - 1$, para cada elemento. Uma vez determinados os vetores magnetização, os campos magnéticos secundários para cada ponto de interesse (por exemplo, um plano no meio do metal líquido) são calculados a partir das contribuições de cada elemento de casco. A grande vantagem deste método é a não obrigatoriedade de geração de malha para as regiões não permeáveis. Isto se deve à difusão dos campos magnéticos secundários a partir de uma regra geométrica similar à da Lei de Biot-Savart, Equação (26). Contudo, um sistema de equações de matriz completa deve ser resolvido.

Uma outra estratégia de solução para a Equação (25) é sugerida em [11]. A metodologia consiste em resolver 2 campos distintos de potenciais magnéticos escalares, Ψ_1 para o casco de aço e Ψ_0 para as regiões não permeáveis. Ψ_0 e Ψ_1 são interligados na interface S_1 entre as distintas regiões através de um valor imposto de diferença entre eles, $\Delta\Psi = \Psi_0 - \Psi_1$. O valor de $\Delta\Psi$ é obtido a partir da condição de contorno de conservação do campo magnético tangencial à interface entre 2 materiais de permeabilidades diferentes, Equação (30). Da mesma forma que o *GSP* descrito acima, a metodologia de 2 campos escalares surge como estratégia alternativa à solução padrão da Equação (25) via Método dos Elementos Finitos, a qual envolve a solução do campo escalar Ψ para todo o domínio em todas as iterações.

O chamado modelo com Fator de Atenuação ou Blindagem [12] consiste na multiplicação do resultado obtido com a Lei de Biot-Savart, Equação (26), por um fator f_{Aten} de forma a reproduzir o efeito atenuador do casco de aço. Ressalta-se que esta metodologia pressupõe simplificações severas em relação à geometria geralmente complexa de um casco [10].

⁷ Ou seja, a parcela de \vec{H} que não vem diretamente da Lei de Biot-Savart, sendo análoga a $-\nabla\Psi$ na Equação (24).

2.3. A Cuba Eletrolítica e os Barramentos Elétricos

A função primordial dos barramentos é a condução da corrente elétrica do cátodo de uma cuba ao ânodo de outra, tanto em operação quanto em situação de desligamento de um dado forno (chamada de *by-pass*) [13].

2.3.1. Nomenclatura e Sistema de Coordenadas Adotado

2.3.1.1. Nomenclatura de Cubas *Side-by-Side* em Relação ao Fluxo da Corrente Elétrica, Extração de Gases e de Metal

A orientação de uma cuba pode ser definida inicialmente pelo fluxo da corrente elétrica. Define-se como montante ou *upstream* (*US*) a aresta da cuba voltada para regiões de maior potencial elétrico ao passo que a aresta voltada para regiões de menor potencial é chamada de jusante ou *downstream* (*DS*). No caso de cubas *side-by-side*, tanto o *upstream* quanto o *downstream* são localizados nas laterais. Num segundo momento, define-se como *duct end* (*DE*) a cabeceira acima da qual está instalado o duto que conduz os gases provenientes da reação para a unidade de tratamento.

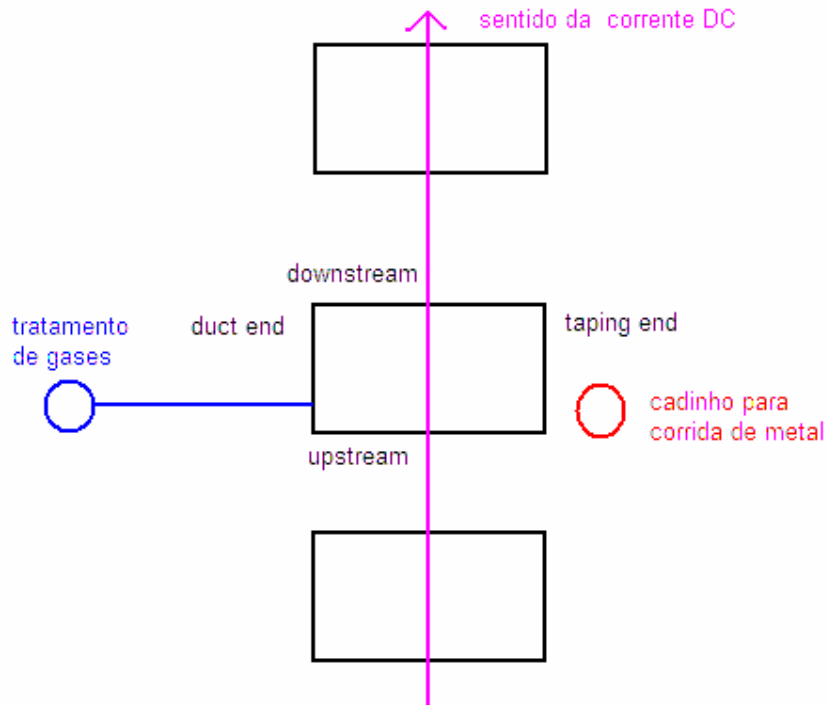


Figura 19: Sistema de orientação para uma cuba *side-by-side* que possui um duto para remoção de gases em uma das cabeceiras e que realiza a extração de metal (chamada corrida) na outra. O *TE* localizado à direita (e o *DE* à esquerda) da cuba é típico de uma linha de redução anti-horária.

Nos fornos em que extração do metal para fundição (operação chamada de corrida ou *tapping*) é realizada através de uma das cabeceiras, dá-se a esta o nome de *tapping end (TE)*. A Figura 19 mostra um esquema de cuba *side-by-side* com o sistema de orientação proposto acima – onde o *duct end* encontra-se à esquerda e o *tapping end* à direita – típico de linhas de redução com corrente fluindo no sentido anti-horário.

2.3.1.2. Nomenclatura de Cubas em Relação à Localização dos *Risers*

Conforme visto anteriormente – Seção 2.2.1, Figura 13 – a corrente elétrica entra na cuba através das hastes dos ânodos. Posteriormente, ela atravessa o eletrólito, o metal e finalmente adentra os blocos catódicos de carbono e deixa o equipamento através das barras coletoras, dirigindo-se para a cuba a jusante. Chamam-se *risers* os barramentos com a função de conduzir a corrente verticalmente, desde o nível dos blocos catódicos até as hastes.

Dentre os diversos tipos de barramentos que integram uma cuba, os *risers* merecem atenção especial: sua disposição, número e distribuição têm influência crucial em muitas características de MHD da cuba. Se os *risers* estão posicionados nas cabeceiras da cuba, esta é classificada como *end riser*. Os fornos que possuem *risers* somente nas laterais são chamados *side risers*. A Figura 20 mostra uma cuba com *end risers* e outra com *side risers*, ambas *side-by-side*.

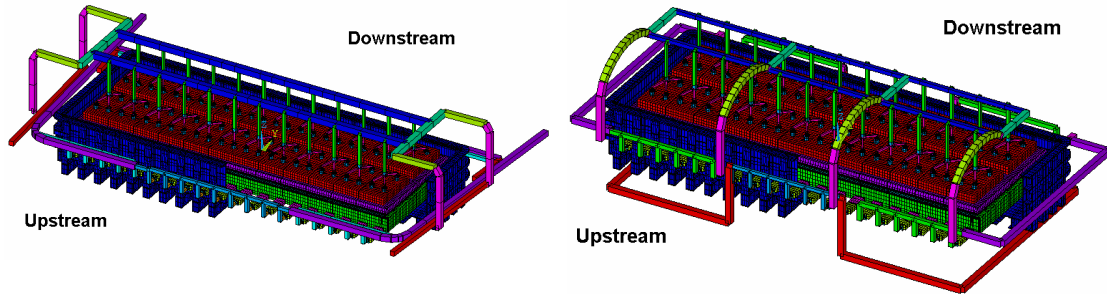


Figura 20: Classificação de cubas em relação à posição dos *risers*: cuba com *end risers* (esquerda) e cuba com *side risers* (direita).

2.3.1.3. Nomenclatura dos Barramentos Principais

Os diversos barramentos de um forno podem ser classificados em dois grandes grupos: os barramentos catódicos e os anódicos. São barramentos catódicos aqueles que recolhem a corrente dos blocos catódicos de uma cuba a montante e a conduzem até os *risers* de uma cuba a jusante. Os barramentos anódicos têm a função de conduzir a corrente elétrica até as hastes dos ânodos. A Figura 21 mostra uma cuba *side riser* com os barramentos catódicos em cor vermelha e os anódicos em azul. Seguem denominações dos barramentos principais apresentados:

- o barramento em forma de elo que conecta todas as hastes dos ânodos é chamado de ponte anódica;
- os barramentos catódicos que conectam as barras coletoras são chamados de *ring* catódico;
- os barramentos catódicos que conduzem a corrente das barras coletoras do *upstream* aos *risers* da cuba a jusante ao redor das cabeceiras são chamados de *end busbars* ou somente *end bus*;

- os barramentos catódicos que conduzem a corrente das barras coletoras do *upstream* aos *risers* da cuba a jusante por baixo do casco são chamados de *under cell busbars* ou somente *under cell bus*.

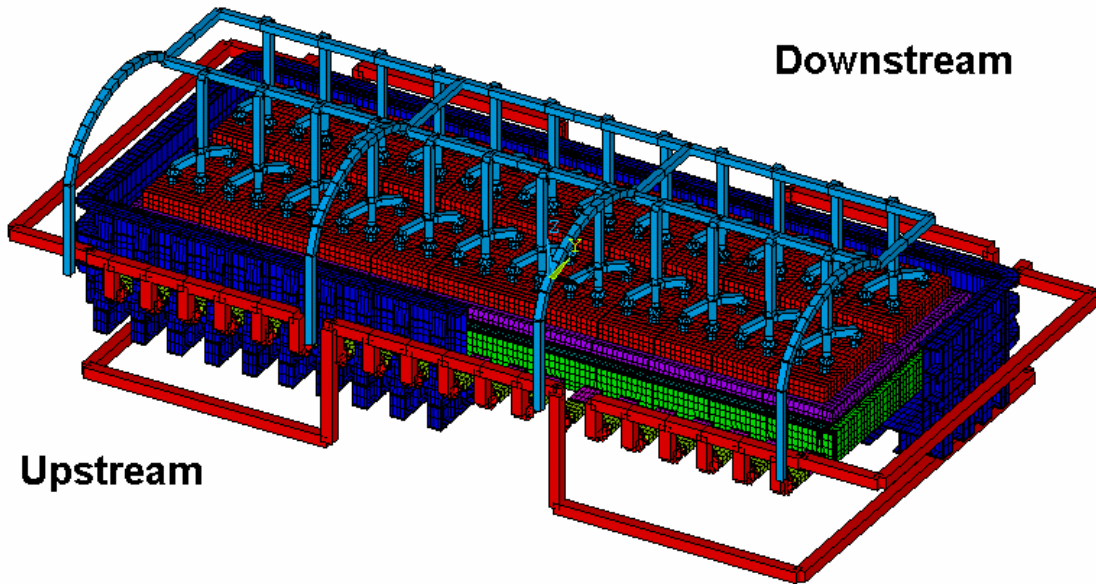


Figura 21: Barramentos principais de uma cuba – catódicos em vermelho e anódicos em azul.

2.3.1.4. Sistema de Coordenadas Adotado

O sistema de coordenadas adotado segue a regra da mão direita, sendo que sua origem encontra-se na interface entre o topo dos blocos catódicos e o fundo do metal, no meio do conjunto de blocos catódicos. O eixo dos Y é paralelo ao sentido da corrente de operação I e eixo dos Z representa a direção vertical.

Assim, no caso da cuba *side-by-side* em uma linha anti-horária (conforme Figura 18), o semi-eixo longitudinal positivo +X aponta para o *tapping end* e o negativo aponta para o *duct end*. O semi-eixo positivo transversal +Y aponta para o *downstream* e o negativo para o *upstream*. Finalmente, o semi-eixo positivo vertical +Z aponta para a ponte anódica enquanto que o semi-eixo negativo -Z aponta para o fundo do casco de aço (vide Figura 22). O sistema de coordenadas descrito acima será doravante adotado neste trabalho. Assim, determinam-se os quadrantes da cuba:

- *USDE*: $-L_x/2 \leq X \leq 0$ e $-L_y/2 \leq Y \leq 0$;
- *USTE*: $0 \leq X \leq L_x/2$ e $-L_y/2 \leq Y \leq 0$;

- *DSDE*: $-L_x/2 \leq X \leq 0$ e $0 \leq Y \leq L_y/2$;
- *DSTE*: $0 \leq X \leq L_x/2$ e $0 \leq Y \leq L_y/2$.

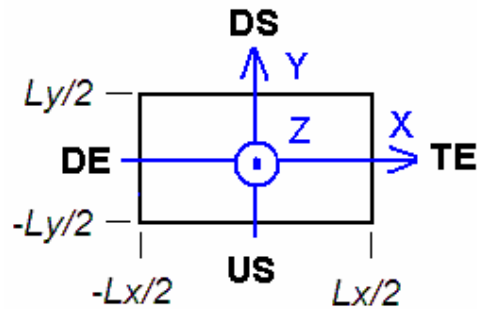


Figura 22: Sistema de coordenadas adotado para uma cuba *side-by-side* em uma linha anti-horária. A corrida é realizada através da cabeceira direita e a extração de gases na esquerda.

2.3.2. Histórico do Desenvolvimento do Projeto de Barramentos

Desde o início da produção industrial do alumínio até a década de 1920, as cubas existentes eram de pequena capacidade, dispostas na linha em configuração *side-by-side* [13, 14] e dotadas de *end risers* [13]. O *design* então evoluiu para fornos *end-to-end*, devido à facilidade com que operações rotineiras – então manuais – eram realizadas nestes equipamentos [13, 14].

Contudo, é uma característica construtiva de cubas *end-to-end* [14] que somente a componente transversal (Y) ou a vertical (Z) do campo magnético pode ser feita pequena em relação à magnitude do vetor \vec{B} . Isto leva a resultados indesejáveis:

- a velocidade \vec{V} das fases líquidas tende a ser alta e, assim, a eficiência de corrente χ tende a diminuir;
- o *heave* tende a ser elevado, o que novamente leva ao decréscimo de χ .

Para que se produzisse uma redução sensível em ambas as componentes simultaneamente, os barramentos deveriam ser colocados muito afastados da cuba, o que torna o equipamento economicamente inviável.

No caso de cubas *side-by-side* [14], tanto B_Y quanto B_Z podem ser feitos pequenos em relação à magnitude do vetor \vec{B} simultaneamente. Outra vantagem está na

possibilidade de se fazer \vec{B} e o escoamento possuírem simetria em relação ao eixo transversal (Y) da cuba – 2 recirculações – ou ainda simetria em relação a ambos os eixos longitudinal (X) e transversal (Y) – o que levaria a 4 recirculações, uma em cada quadrante da cuba. Sabe-se que, para uma dada tecnologia, as cubas com padrões de escoamento simétricos são mais eficientes do que aquelas com escoamentos assimétricos [3]. Além disto, cubas com recirculações assimétricas podem levar a um perfil de *ledge* desiguais [3, 4] e, finalmente, à corrosão do revestimento.

Quando a corrente de operação atingiu magnitudes da ordem de $I = 100$ kA, o comportamento MHD das cubas passou a ser muito mais relevante [14]. Assim, entre as décadas de 1960-1970, as tecnologias *side-by-side* com *end risers* voltam a ganhar popularidade. A automação de tarefas anteriormente manuais – através da utilização pontes rolantes modernas e de sistemas de alimentação automática de Al_2O_3 , principalmente – fez com que a predileção por cubas *end-to-end* deixasse de existir [13, 14].

Finalmente, a partir da década de 1980, começaram a surgir cubas de grande capacidade ($I = 250 - 350$ kA) na disposição *side-by-side* dotados de *side risers* [13], filosofia de projeto em desenvolvimento até os dias de hoje.

2.3.3. Fundamentos do Projeto de Barramentos

Até a década de 1950, a filosofia dominante no projeto de barramentos era fazer o barramento catódico conectar-se aos *risers* à jusante através do menor caminho possível [4], reduzindo custos de material. Com o aumento já ressaltado da relevância do MHD, passou-se a pesquisar arranjos de barramentos que ofereçam uma operação estável, com alta eficiência de corrente χ e baixo consumo energético [4, 15]. Estimase [13] que o alumínio utilizado nos barramentos elétricos represente 10% - 15% do investimento total de uma linha de cubas. Assim, deve haver um compromisso entre o desempenho da cuba e o custo dos barramentos projetados [4, 13].

O arranjo de barramentos não deve dificultar a operação da cuba [4, 13]. Devem-se observar as restrições existentes [4] em relação à acessibilidade de pontes rolantes e demais equipamentos de operação, às seções de barramentos disponíveis, à facilidade de se colocar a cuba em *by-pass* e ainda as restrições relativas às estruturas civis (paredes, colunas e vigas das salas de cubas). No que tange a segurança, deve-se atentar para que

nenhum dos barramentos esteja sobrecarregado em qualquer situação [4] (seja operação ou *by-pass*): o limite de $\bar{J} \leq 100 \text{ A/cm}^2$ deve ser observado [13], de modo a se obter uma temperatura máxima de 200°C. Como os barramentos são simplesmente apoiados em pilares, acima deste limite os barramentos podem falhar por fluência dependendo do vão entre os apoios.

2.3.3.1. Campo Magnético, Correntes Elétricas e Forças de Lorentz

A Figura 23 mostra uma idealização dos condutores internos de uma cuba, onde a corrente elétrica pode ser dividida em 2 partes [15]: num primeiro momento só há a componente vertical de \bar{J} e, em seguida, apenas componentes horizontais (em sua maior parte J_Y , uma vez que se assume que as barras coletoras possuem corrente elétrica iguais, fazendo com que J_X seja pequeno). A Figura 24 mostra uma distribuição idealizada das três componentes de \bar{J} para o meio do metal. Note que J_X vai de um valor mínimo no *DE* até um máximo no *TE*, sendo simétrico em relação ao eixo X e anti-simétrico em relação ao Y. J_Y é simétrico ao eixo transversal e anti-simétrico em relação ao longitudinal, possuindo valor mínimo no *US* e máximo no *DS*. A componente vertical J_Z possui simetria em relação a ambos os eixos e seus valores mínimos encontram-se nas laterais da cuba.

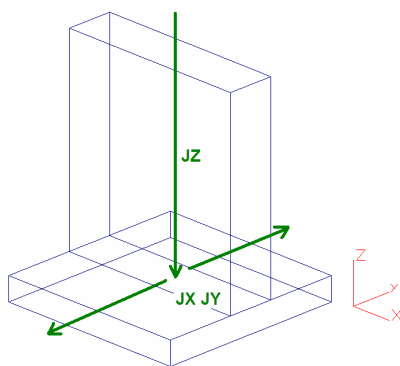


Figura 23: Modelo idealizado dos condutores internos de uma cuba, de acordo com [15].

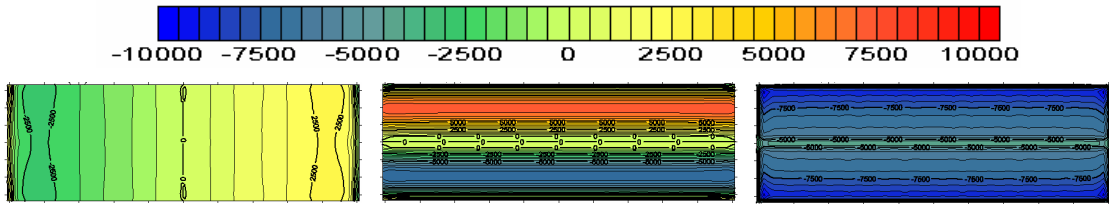


Figura 24: Distribuição idealizada de \vec{J} [A/m^2] no meio do metal: J_x à esquerda, J_y ao centro e J_z à direita.

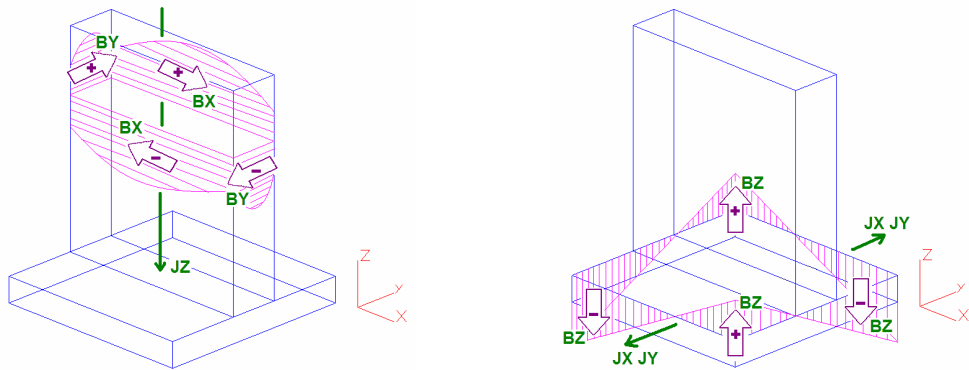


Figura 25: A corrente elétrica interna vertical J_z de uma cuba é responsável somente pelas componentes horizontais (X e Y) de \vec{B} no nível do metal, enquanto as correntes internas horizontais (J_x e J_y) são as grandes responsáveis pelo densidade de fluxo magnético vertical B_z . Adaptado de [15].

Devido à Lei de Ampère, a principal fonte de campo magnético horizontal (B_x e B_y) no nível das fases líquidas é a corrente vertical J_z que flui através das hastas, ânodos, banho e metal. Analogamente, a componente vertical B_z é originária basicamente da corrente transversal J_y – e, naturalmente, da longitudinal J_x – existentes no metal (vide Figura 25). Note que este campo magnético idealizado *interno* ou *intrínseco* aos condutores internos da cuba possui B_z anti-simétrico com relação a ambos os eixos da cuba. Além disto, B_y e B_x possuem anti-simetria com relação a um dos eixos e simetria no outro, conforme Figura 26.

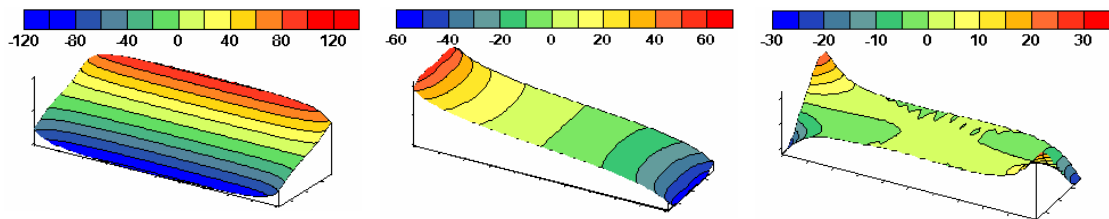


Figura 26: Distribuição idealizada de \vec{B} [G] no meio do metal: B_x à esquerda, B_y ao centro e B_z à direita.

As Forças de Lorentz geradas por estas distribuições idealizadas de \vec{J} e \vec{B} são anti-simétricas em relação aos eixos da cuba: F_X em relação ao transversal e F_Y em relação ao longitudinal. A componente vertical da densidade de força F_Z é muito menor que as forças gravitacionais⁸ e, portanto, não é relevante. A Figura 27 mostra a distribuição idealizada de F_X e F_Y para o meio do metal.

Ao observarem-se as componentes X e Y do campo de força idealizado da Figura 27, nota-se que:

- a componente transversal Y tem caráter basicamente divergente, logo age predominantemente na acumulação de energia potencial na interface banho-metal (*heave*), notadamente na deformação transversal;
- a componente longitudinal X possui caráter divergente e rotacional, agindo na deformação da interface ao longo do eixo X e para o estabelecimento do escoamento;
- a distribuição intrínseca da parcela $J_Y B_Z$ da componente idealizada F_X contribui para o estabelecimento de 4 recirculações simétricas em relação à origem, Figura 28;
- a parcela $-J_Z B_Y$ de F_X contribui para a deformação longitudinal da interface, devido a seu caráter divergente.

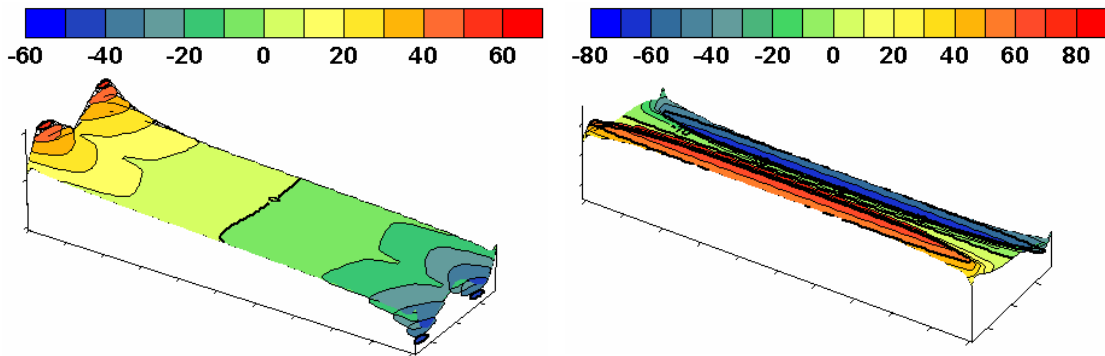


Figura 27: Distribuição idealizada de F_X (à esquerda) e F_Y (à direita) [N/m^3] no meio do metal.

⁸ Utilizando-se a massa específica da Tabela 2, Seção 2.1, e assumindo-se $\vec{g} = 9,81 \text{ m/s}^2$, encontra-se para o metal $\vec{F}_g = \vec{g} \cdot \rho_m = 9,81 \text{ m/s}^2 \cdot 2,27 \cdot 10^3 \text{ kg/m}^3 = 2,23 \cdot 10^4 \text{ N/m}^3$. Utilizando-se as magnitudes típicas $\vec{J} = 10^4 \text{ A/m}^2$ e $\vec{B} = 10^{-2} \text{ T}$ estima-se a componente vertical da densidade de forças eletromagnéticas atuantes no metal em $F_Z \approx 10^2 \text{ N/m}^3$. Devido à diminuta magnitude de correntes horizontais no banho, a componente Z das Forças de Lorentz nesta fase são ainda menores.

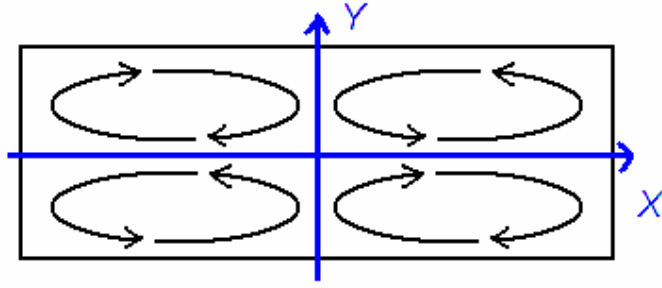


Figura 28: Padrão de escoamento gerado pelas distribuições idealizadas de \vec{J} e \vec{B} .

Ao se efetuar a integração das forças longitudinais idealizadas F_X ao longo de X numa dada cota ΔY a partir da origem, obtém-se rigorosamente o mesmo resultado⁹ (em magnitude) para cada quadrante da cuba idealizada [15], conforme as Equações (33) a (36).

$$\int_{-L_X/2}^0 F_X dx = \int_{-L_X/2}^0 J_Y B_Z dx - \int_{-L_X/2}^0 J_Z B_Y dx = f_{X_{USDE}} \quad (33)$$

$$\int_0^{L_X/2} F_X dx = \int_0^{L_X/2} J_Y B_Z dx - \int_0^{L_X/2} J_Z B_Y dx = f_{X_{USTE}} = -f_{X_{USDE}} \quad (34)$$

$$\int_{-L_X/2}^0 F_X dx = \int_{-L_X/2}^0 J_Y B_Z dx - \int_{-L_X/2}^0 J_Z B_Y dx = f_{X_{DSDE}} = f_{X_{USDE}} \quad (35)$$

$$\int_0^{L_X/2} F_X dx = \int_0^{L_X/2} J_Y B_Z dx - \int_0^{L_X/2} J_Z B_Y dx = f_{X_{DSTE}} = -f_{X_{USDE}} \quad (36)$$

Se for realizada a integração da componente transversal idealizada F_Y ao longo de Y para um dado ΔX obter-se-á resposta análoga, conforme a Equação (37). Ressalta-se, contudo, que a influência das forças longitudinais F_X no estabelecimento do *heave* é dominante, uma vez que F_Y atua sobre distâncias menores [15] (largura do bloco catódico).

$$\int_{-L_Y/2}^0 F_Y dy = \int_{-L_Y/2}^0 J_Z B_X dy - \int_{-L_Y/2}^0 J_X B_Z dy = f_{Y_{USDE}} = f_{Y_{USTE}} = -f_{Y_{DSDE}} = -f_{Y_{DSTE}} \quad (37)$$

⁹ Devido às já citadas condições idealizadas de simetria de \vec{J} e \vec{B} .

O equilíbrio de forças apresentado nas Equações (33) a (37) leva às seguintes características de MHD, desejáveis em termos de operação [15]:

- o *heave* é simétrico em relação aos eixos X e Y;
- o *heave* tende a ser praticamente plano, o que facilita a rotina de ajuste de ânodos.

2.3.3.2. Influência do Campo Magnético Vertical no Padrão de Escoamento

O padrão de escoamento esperado para as distribuições de \vec{J} e \vec{B} discutidas na Seção 2.3.3.1 é apresentado na Figura 28, onde se observam 4 recirculações ou *pools* simétricas em relação à origem [3]. Além disto, o campo de velocidades passa a ter magnitudes significativamente reduzidas quando B_z é anti-simétrico em relação aos 2 eixos horizontais X e Y [15].

A influência dos barramentos catódicos, geralmente localizados no nível do metal, dá-se basicamente na componente vertical de \vec{B} ao nível das fases líquidas. Os *end bus* localizados no *DE* geram basicamente B_z negativo em todo o banho e metal ao passo que os localizados no *TE* geram B_z positivo. A componente vertical resultante devido a ambos dá-se, no meio do metal, na forma de uma rampa – simétrica com relação ao eixo transversal caso conduzam correntes de mesma intensidade. O padrão de escoamento resultante é a tendência à formação de 2 recirculações simétricas com relação ao eixo Y [3] – vide Figura 29.

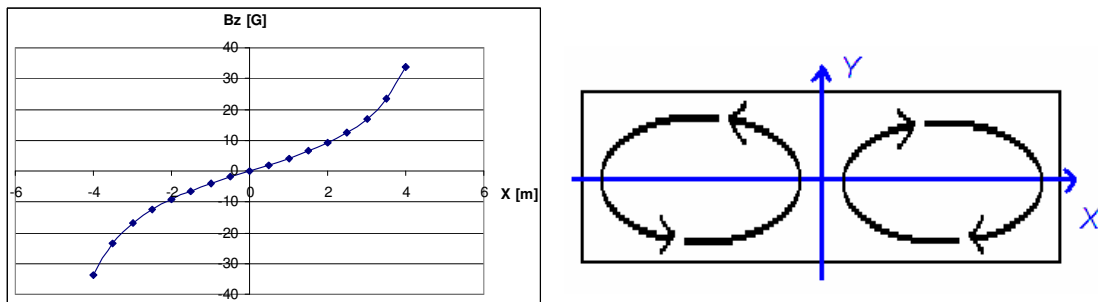


Figura 29: B_z oriundo dos *end bus* (com intensidade de corrente $I = 60$ kA cada, localizados em $X = \pm 6$ m) para o meio do metal (esquerda) e a respectiva influência esperada no escoamento (direita).

De forma análoga, pode-se analisar a influência no escoamento das fases líquidas devido a quaisquer barramentos e, finalmente, estimar-se o escoamento resultante através de superposição [3]. Merece especial atenção a influência do trecho vizinho e – caso existam – demais linhas de redução. Elas se apresentam como uma parcela constante de B_z , chamada de *bias* ou ΔB_z . Este termo traduz-se no escoamento como uma tendência à formação de um grande *pool* em todo o metal – característica que, de acordo com o exposto na Seção 2.3.2, não é desejável. A Figura 30 mostra o *bias* existente em uma cuba que se encontra em uma linha com corrente no sentido anti-horário (vide Figura 6 acima) e a respectiva influência esperada no escoamento.

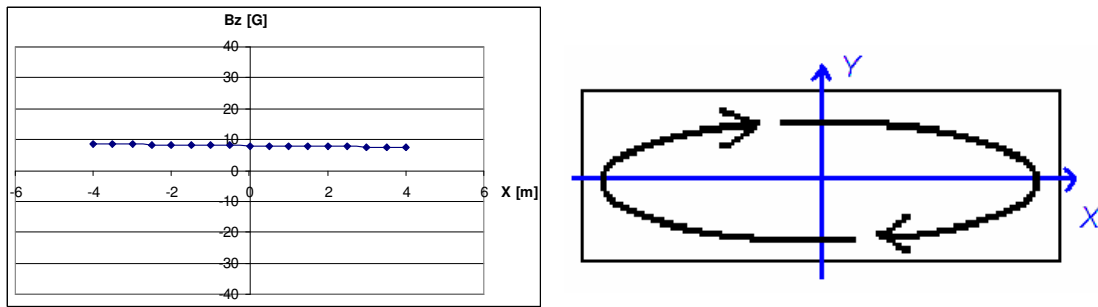


Figura 30: ΔB_z devido ao trecho vizinho ($I = 240$ kA, localizado a $X = -60$ m) de uma linha anti-horária para o meio do metal (esquerda) e a respectiva influência esperada no escoamento (direita).

2.3.3.3. Influência do Campo Magnético Vertical na Oscilação da Interface Banho-Metal

O mecanismo da instabilidade magnetohidrodinâmica brevemente apresentado na Seção 2.1 está intimamente relacionado com B_z uma vez que este, ao associar-se com uma das componentes horizontais J_x ou J_y da corrente elétrica no metal, gerará forças numa terceira direção promovendo a movimentação de uma onda na interface banho-metal.

Tomando-se a distribuição idealizada de B_z apresentada na Figura 26, considera-se então uma inclinação longitudinal na interface entre as fases líquidas. Num 1º momento, quando a parte elevada encontra-se no *DE*, uma corrente elétrica longitudinal positiva $+J_x$ surge e então forças transversais F_y irão atuar no metal. Se for considerada uma inclinação transversal com a parte elevada no *US*, o acoplamento com as correntes transversais $+J_y$ geradas levarão a forças longitudinais F_x no metal. Note-se que estas

forças são anti-simétricas em relação a um dos eixos da cuba e simétricas em relação ao outro (Figura 31), conduzindo a um complexo padrão de oscilação com vários nós em ambas as direções horizontais X e Y, na qual a interface banho-metal tende a enrugar-se.

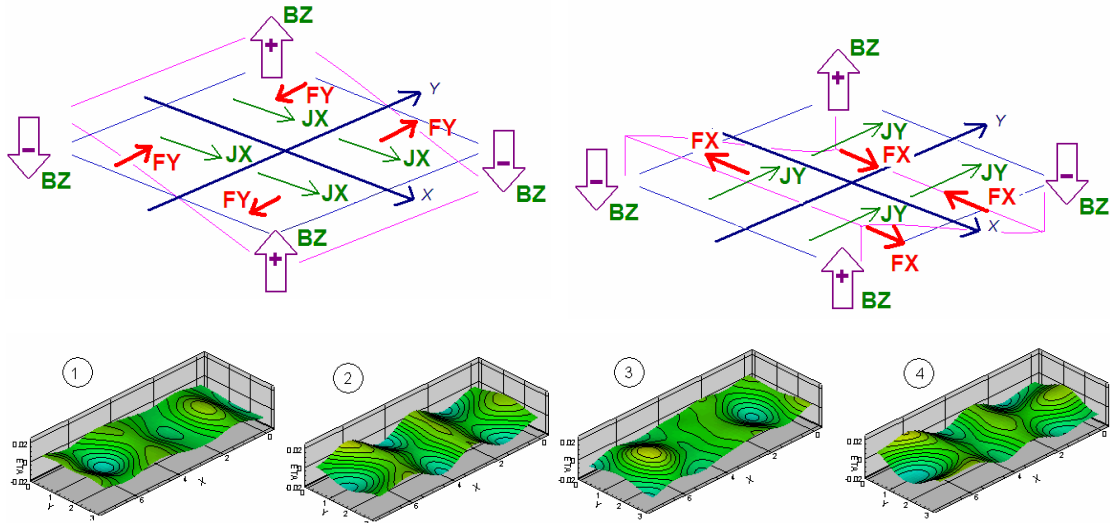


Figura 31: As forças devido a inclinações longitudinal (esquerda/superior) e transversal (direita/superior) da interface, considerando-se a distribuição idealizada de B_z , geram uma oscilação de alta frequência (embaixo) onde a interface tende a enrugar-se.

Sob a influência do trecho vizinho, as forças geradas nos quadrantes da cuba que possuem B_z com o mesmo sinal de ΔB_z são favorecidas (Figura 32). Assim, a interface passa a ter uma movimentação preferencial, o chamado *rolling mode*, que consiste em uma grande onda girante. O *rolling mode* é intrinsecamente mais instável do que uma oscilação complexa.

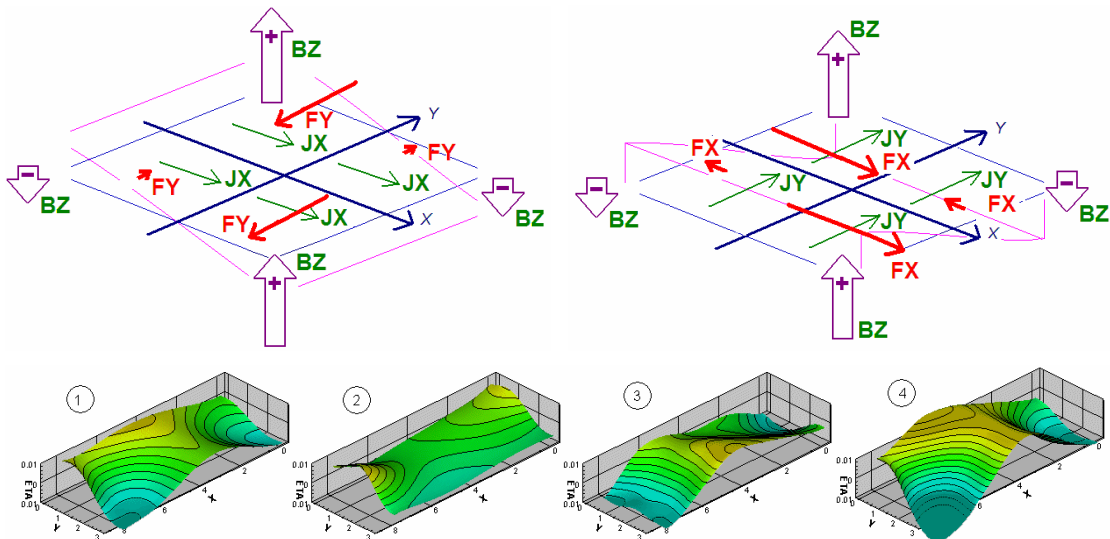


Figura 32: As forças devido a inclinações longitudinal (esquerda/superior) e transversal (direita/superior) da interface, considerando-se a influência de ΔB_z positivo, geram uma onda girante ou *rolling mode* (embaixo).

2.3.3.4. Métodos de Compensação Magnética de Cubas de Alumínio

Dá-se o nome de compensação magnética ao esforço no sentido de eliminar – ou reduzir – o *bias* advindo dos trechos vizinhos. Em cubas *end-to-end* a distância entre 2 trechos adjacentes é, tipicamente, entre 10 – 15 m. Devido ao aumento substancial da corrente de operação I ocorridos em 1960, a influência de ΔB_Z passou a ser muito relevante, surgindo a necessidade de compensação. Dois modelos [14] de compensação foram então propostos (vide Figura 33):

- o uso de um *loop* especial de compensação, com corrente no sentido contrário ao da linha. Além de possuir problemas relacionados à segurança, devido à diferença de potencial elétrico entre a linha e o *loop*, ainda existe o custo energético extra do sistema;
- projeto do *ring* catódico com correntes assimétricas ao redor da cuba, fazendo com que a corrente do barramento externo à linha seja menor que a do interno, *i.e.*, $I_{Ext} < I_{Int}$.

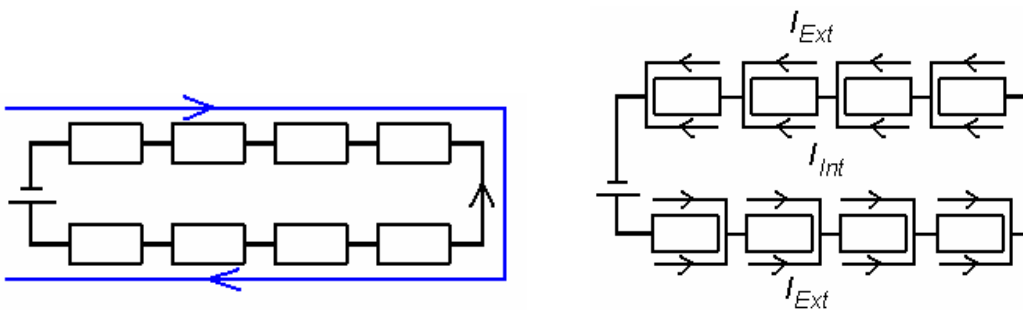


Figura 33: Modelos de compensação para cubas *end-to-end*: *loop* com corrente no sentido contrário ao da linha (à esquerda) e corrente assimétrica nos barramentos ao redor da cuba ($I_{Ext} < I_{Int}$), à direita.

No caso de cubas *side-by-side*, a distância entre trechos é, tipicamente, entre 30 – 50 m. Assim, para correntes de operação $I \leq 200$ kA, ΔB_Z era razoavelmente pequeno, dispensando compensação. Com correntes superiores, a distância entre prédios deveria aumentar muito de modo a manter-se um *bias* tolerável [14], surgindo novamente a

necessidade de compensá-lo. A Figura 34 alguns modelos propostos para compensação, brevemente descritos. Existem ainda variantes destes arranjos.

- o uso de 1 ou 2 *loops* (externo e internos) de compensação, com correntes nos sentidos adequados [15];
- o projeto de barramentos com correntes assimétricas, tanto nos *end bus* quanto nos *under cell bus*, caso existam [15];
- o posicionamento assimétrico de *under cell bus* com relação ao eixo transversal Y [16].

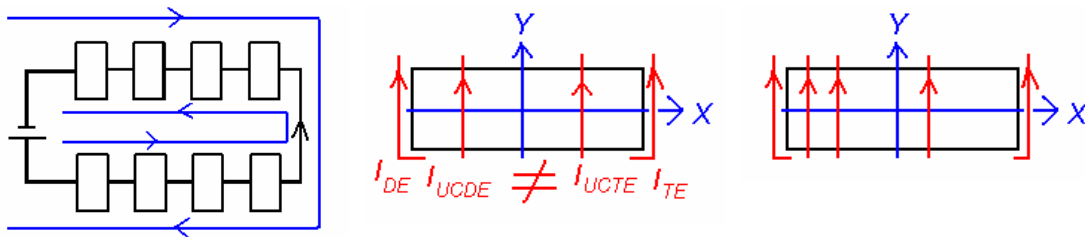


Figura 34: Modelos de compensação para cubas *side-by-side*: *loops* interno e externo (à esquerda), correntes assimétricas nos *end bus* e/ou *under cell bus* (ao centro), *under cell bus* em posições assimétricas com relação ao eixo transversal Y. Existem ainda outras variantes destes arranjos.

Algumas propostas referem-se à redução de B_z (e, eventualmente, do *bias*) através do uso de material magnetizável. A utilização de chapas de aço colocadas entre o *ring* catódico e o casco da cuba [17] reduz o campo magnético do forno, ainda que apresente grande variabilidade de resultados (supostamente influenciados pela estrutura do prédio). Ressalta-se que este método pode, eventualmente, intensificar o campo magnético que se pretendia reduzir.

O efeito atenuador do casco de aço pode ser amplificado através do aumento de sua espessura em regiões de interesse via colocação de chapas [18], como por exemplo, uma lateral da cuba. Este procedimento foi utilizado com sucesso na redução de B_z . Ambos os métodos, entretanto, demandam uma quantidade considerável de aço para serem efetivos.

2.3.3.5. Diretrizes e Características Desejáveis no Projeto de Barramentos

As correntes horizontais J_X e J_Y devem ser as menores possíveis de forma a minimizar a fonte do escoamento e da instabilidade [19]. Elas podem ter suas magnitudes reduzidas através de 4 medidas que devem ser verificadas simultaneamente [4]:

- dimensionar barramentos que possibilitem a condução de, aproximadamente, a mesma corrente elétrica por cada barra coletora – responsabilidade do projeto de MHD;
- manter a interface entre o *ledge*, metal e o bloco catódico (chamada de pé) sob as arestas externas dos ânodos (perímetro conhecido como sombra do ânodo) – responsabilidade do projeto térmico e da operação. Nota-se que tanto a magnitude quanto o sentido das correntes horizontais são fortemente influenciadas pela posição do pé do *ledge* [15];
- manter a corrente nos ânodos uniforme – responsabilidade da operação;
- manter ACD suficiente para obter-se um nível de estabilidade razoável da interface – responsabilidade da operação.

Outras formas de reduzirem-se J_X e J_Y são através de (eventuais) modificações no projeto catódico e aumento da altura de metal [19]. De qualquer forma, como não se podem garantir as condições operacionais da cuba durante sua vida útil e, conseqüentemente, ter certeza sobre a magnitude da densidade de corrente horizontal [4], sugere-se que a distribuição de B_Z possua baixa magnitude [4, 19] para reduzir-se a fonte da movimentação dos fluídos.

Tabela 5 – Características desejáveis para campos elétricos e magnéticos em cubas, de acordo com [4].

	Simetria em relação a		Valor no eixo		Valor na origem		Valor nas demais regiões
	X	Y	X	Y	Campo	$\partial/\partial Z$	
B_X	anti	simétrico	0	-	0	0	-
B_Y	simétrico	anti	pequeno	0	0	0	pequeno
B_Z	anti	anti	0	0	0	0	pequeno
J_X	simétrico	anti	pequeno	0	0	-	pequeno
J_Y	anti	simétrico	0	pequeno	0	-	pequeno
J_Z	simétrico	-	constante	-	constante	-	constante

A partir de todo o exposto acima, apresenta-se a Tabela 5 que mostra as características elétricas e magnéticas desejáveis no projeto de barramentos [4].

Ressalta-se, contudo, que as características apresentadas são necessárias mas não suficientes para assegurar uma operação estável e eficiente do equipamento. Assim, fazem-se necessários modelos hidrodinâmicos de instabilidade [19].

2.3.4. A Queda de Potencial Catódica

Será discutida agora a queda de potencial catódica $\Delta\Phi_{CAT}$, que influencia grandemente a distribuição de \vec{J} no metal. Sua relevância reside no fato de que $\Delta\Phi_{CAT}$ é facilmente obtida em uma cuba real, sendo geralmente utilizada na calibração do modelo elétrico. $\Delta\Phi_{CAT}$ é uma importante componente da diferença de voltagem entre 2 cubas adjacentes, sendo assim muito relevante para o consumo energético específico E . Todas as informações que constam nesta seção são provenientes de [20].

O conceito de barras coletoras foi introduzido nas cubas eletrolíticas com o objetivo de melhor distribuir a captação da corrente elétrica ao longo do comprimento do bloco catódico. As barras e blocos são unidos através do vazamento de ferro fundido ou do uso de cimentos a base de C (vide Figura 35). Os materiais de união à base de C têm sua condutividade elétrica σ_{Cim} aumentada com o aumento da temperatura e com o aumento do carregamento mecânico (compressivo) sobre elas. A condutividade elétrica do ferro fundido σ_{Fefo} diminui linearmente com a temperatura. De qualquer forma, na temperatura de trabalho ($T \approx 1173 K$), σ_{Fefo} é uma ordem de grandeza maior que σ_{Cim} .

$\Delta\Phi_{CAT}$ possui 3 componentes principais, a saber:

- queda de potencial na barra coletora, $\Delta\Phi_{Barra}$;
- queda de potencial no contato entre a barra coletora e o bloco catódico de carbono, $\Delta\Phi_{Cont}$;
- queda de potencial no bloco catódico, $\Delta\Phi_{Bloco}$.

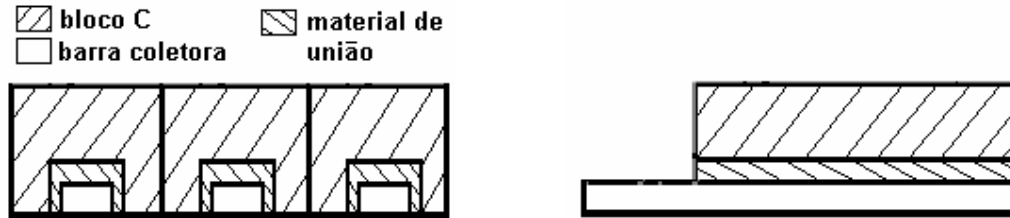


Figura 35: Vistas nos planos XZ (à esquerda) e YZ (à direita) do conjunto bloco catódico, barra coletora e material de união.

Demais componentes de $\Delta\Phi_{CAT}$ como a queda de potencial no metal e a queda de potencial no contato entre o metal e bloco catódico são excessivamente pequenas para serem verificadas experimentalmente em condições normais de operação.

A condutividade elétrica da barra coletora σ_{Barra} diminui levemente sua magnitude de forma linear ao longo do tempo. Isto ocorre devido à presença de Al e C na barra, o que é verificado através de análise química. A condutividade do ferro fundido σ_{Fefo} comporta-se de forma similar, porém sua magnitude diminui ainda menos.

Os blocos catódicos de C podem ser produzidos a partir de vários materiais diferentes, desde o bloco de antracita até o bloco grafitizado. Nos blocos catódicos antracíticos, nota-se que a condutividade elétrica $\sigma_{Antracita}$ tende a aumentar com o aumento da porcentagem de grafita presente. $\sigma_{Antracita}$ também aumenta ao longo do tempo de serviço do bloco bem como sua ortotropia tende a diminuir. Este aumento da magnitude de $\sigma_{Antracita}$ se dá em 2 períodos distintos, a saber:

- aumento rápido de $\sigma_{Antracita}$ nos primeiros meses de operação;
- aumento gradual, porém numa taxa menor, de $\sigma_{Antracita}$ devido à grafitização da antracita.

A condutividade elétrica σ_{Graf} dos blocos catódicos de grafite, por sua vez, praticamente não se altera com o tempo. Blocos catódicos antracíticos podem, após alguns anos em serviço, atingir uma condutividade elétrica tão alta quanto ou ainda superior àquela dos blocos semi-grafíticos virgens (que ainda não entraram em operação). Ainda assim, estes blocos catódicos nunca conseguem obter a alta condutividade elétrica apresentada pelos blocos grafitizados.

Qualquer eventual redução de $\Delta\Phi_{CAT}$ promovido pelo aumento de condutividade do bloco catódico é, contudo, sobrepujado pelo aumento da resistência de contato entre

a barra coletora e bloco catódico. A análise de $\Delta\Phi_{CAT}$ para um bloco catódico antracítico (vide Figura 36) mostra que ao passo que $\Delta\Phi_{Bloco}$ cai ao longo do tempo, $\Delta\Phi_{Cont}$ cresce indefinidamente após um (eventual) rápido decréscimo inicial. O resultado final é um aumento constante de $\Delta\Phi_{CAT}$ após o período inicial de rápido aumento de $\sigma_{Antracita}$. $\Delta\Phi_{Barra}$ mantém-se praticamente constante ao longo de toda a vida do equipamento. A Figura 36 mostra ainda que, diferentemente dos blocos antracíticos, os blocos gráfiticos apresentam pouca variação de $\Delta\Phi_{CAT}$ ao longo do tempo.

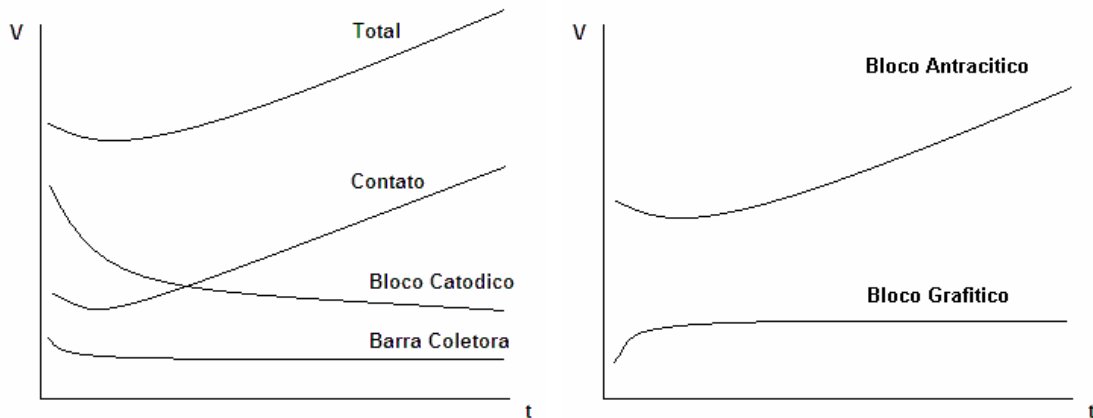


Figura 36: Componentes de ΔV_{CAT} para um bloco antracítico (à esquerda) e a comparação entre ΔV_{CAT} para blocos antracíticos e semi-gráfiticos (à direita), de acordo com [20].

A resistência de contato é atribuída à dilatação desigual entre o bloco de C e a barra coletora de aço. A Figura 37 mostra que existem gradientes térmicos e de concentração de Na no conjunto catódico, tendo maiores valores no topo dos blocos. A deformação típica dos arranjos catódicos faz com que a superfície superior entre o bloco e a barra tenha seu contato prejudicado, aumentando $\Delta\Phi_{Cont}$ (nota-se que esta superfície é o caminho preferencial da corrente numa situação sem resistência de contato). A expansão devido à difusão de Na através do bloco catódico pode ser em alguns casos maior que a expansão de natureza térmica. Os blocos antracíticos são mais susceptíveis à expansão devido ao sódio ao longo da vida da cuba, o que resulta nas já mencionadas diferenças no comportamento de $\Delta\Phi_{CAT}$ ao longo do tempo. Nota-se ainda que os blocos catódicos nas diferentes posições longitudinais X a partir do centro da cuba terão diferentes deformações mecânicas e, conseqüentemente, diferentes resistências de contato. Variações também podem ocorrer ao longo do comprimento (direção transversal Y) de um mesmo bloco catódico.

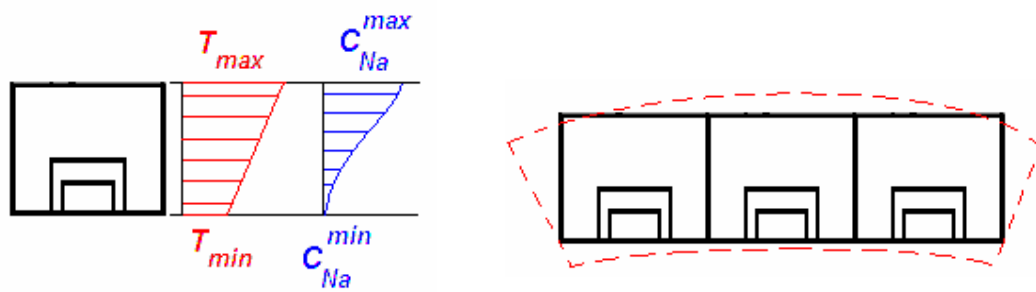


Figura 37: Gradientes térmicos e de concentração de Na em blocos catódicos (à esquerda) e a correspondente deformação (à direita).

3. Materiais e Métodos

As Seções a seguir apresentarão o modelo eletromagnético desenvolvido, suas considerações e simplificações. A metodologia dos testes industriais realizados também é apresentada.

3.1. Desenvolvimento do Modelo Eletromagnético

A definição geométrica do modelo e malha de elementos finitos é feita nos pré-processadores dos *softwares* comerciais ANSYS 9.0 (modelo sólido) e ALGOR 12.28 (*wireframes*). As demais etapas do pré-processamento (aplicação de carregamentos e condições de contorno e definição de propriedades de materiais) são realizadas no pacote ANSYS 9.0, bem como o processamento e o pós-processamento. Para tanto, utilizou-se um microcomputador com processador de 3,06 GHz, 2 Gb RAM, HD 76.3 Gb.

3.1.1. Considerações e Simplificações

De acordo com o discutido nas Seções precedentes, assume-se que:

- a interface entre os fluídos é plana e estável;
- não há movimentação dos fluídos;
- corrente elétrica DC (em regime permanente);
- os ânodos são considerados planos;
- a resistência de contato no material de união é considerada a mesma para todos os conjuntos de blocos catódicos e barras coletoras, independentemente da distribuição de tensão mecânica;
- os condutores elétricos têm suas propriedades elétricas estimadas em temperaturas dadas por um modelo térmico e/ou medições de temperatura, quando disponíveis;
- caso contrário, as propriedades dos barramentos são estimadas a uma temperatura arbitrária;

- a permeabilidade magnética do casco é função do campo magnético e é estimada à temperatura ambiente;
- o histórico do casco, *i.e.*, os efeitos de histerese na magnetização, são desconsiderados.

3.1.2. Modelo Elétrico

3.1.2.1. Tipos de Elementos Utilizados

São utilizados no modelo elétrico 2 tipos de elementos (que possuem grau de liberdade VOLT, Φ), de acordo com a região representada. A Figura 38 mostra ambos os elementos utilizados.

- para definir a geometria interna da cuba de interesse (banho, metal, ânodos, blocos catódicos, barras coletoras e material de união) são utilizados elementos sólidos do tipo SOLID5,9. Além de conduzirem a corrente elétrica, estas regiões deverão, futuramente, difundir o campo magnético gerado a partir da distribuição de \vec{J} em todo o sistema;
- condutores elétricos que não definem a geometria interna da cuba de interesse (*ring* catódico, ponte anódica, *risers*, hastes dos ânodos, fornos na vizinhança da cuba de interesse, demais trechos e linhas de redução) são representados como condutores retilíneos unidimensionais (ou *wireframes*) através do elemento LINK68. Estes condutores servirão posteriormente como fonte de campo magnético através da Lei de Biot-Savart, sem que eles sejam incluídos na malha para a resolução da Equação de Poisson para o Campo Escalar Magnético – Equação (25).

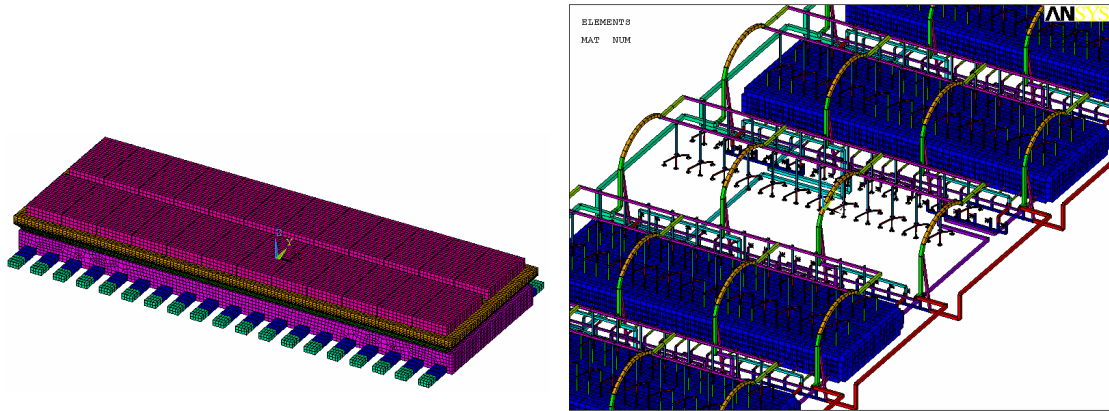


Figura 38: Tipos de elemento utilizados na análise elétrica: sólidos – SOLID5,9 – (à esquerda) e *wireframes* – LINK68 – (à direita).

3.1.2.2. Carregamentos, Condições de Contorno e *Solver* Utilizado

O carregamento aplicado ao modelo é, tipicamente, corrente elétrica nodal uniformemente distribuída nas hastes dos ânodos ($I_{Haste} = I/n_{Haste}$). Ressalta-se que durante a operação da cuba, busca-se a distribuição elétrica uniforme nos ânodos através da regulação da posição vertical dos mesmos com relação à interface banho-metal (de modo a obter-se o mesmo *ACD*). De qualquer forma, é possível aplicar-se uma distribuição de corrente elétrica nas hastes estimada a partir do tempo de serviço de cada ânodo e/ou da corrente medida em cada ânodo.

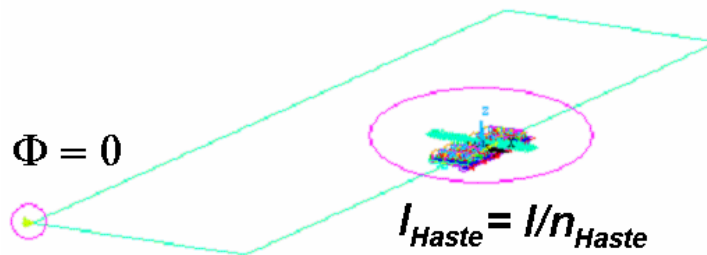


Figura 39: O carregamento aplicado ao modelo elétrico é, tipicamente, corrente uniforme nos ânodos ($I_{Haste} = I/n_{Haste}$) e a condição de contorno é tensão elétrica de referência nos retificadores ($\Phi = 0$).

A condição de contorno típica é tensão elétrica de referência ($\Phi = 0$) nos retificadores. A Figura 39 mostra a aplicação dos carregamentos e condições de contorno do modelo elétrico.

O *solver* utilizado para a resolução do problema é o *Sparse Matrix Direct Solver* (SPARSE).

3.1.2.3. Resistência de Contato Entre o Bloco Catódico e a Barra Coletora

A resistência de contato r_{Cont} é modelada através de um resistor equivalente R_{Cont} , representado pelo material de união. Este é calibrado através de medições de $\Delta\Phi_{CAT}$ para uma determinada tecnologia ou de acordo com valores típicos de r_{Cont} encontrados na literatura. Ressalta-se que para prever a resistência de contato r_{Cont} faz-se necessário um modelo eletro-termo-mecânico.

A metodologia de calibração desenvolvida segue uma lógica iterativa onde, num 1º momento, calcula-se a queda de potencial catódica $\Delta\Phi_{Calc}$ hipotética obtida sem resistência de contato, *i.e.*, a resistividade do material de união é $\rho_{Cont} = \rho_{Fefo}$ ou $\rho_{Cont} = \rho_{Cim}$. A queda de tensão devido ao contato $\Delta\Phi_{Cont}$ é dada pela diferença entre o valor de calibração $\Delta\Phi_{CAT}$ e o calculado $\Delta\Phi_{Calc}$, Equação (38).

$$\Delta\Phi_{Cont} = \Delta\Phi_{CAT} - \Delta\Phi_{Calc} \quad (38)$$

Um modelo simplificado (vide Figura 40) para a avaliação do resistor equivalente de contato é utilizado. Assume-se que a corrente elétrica é coletada de maneira uniforme ao longo de todo o comprimento das barras coletoras. Assim, o resistor equivalente de contato para uma barra coletora pode ser modelado como um sistema de resistores unidimensionais em paralelo, submetidos a uma diferença de potencial $\Delta\Phi_{Cont}$, e que conduz uma corrente de magnitude igual ao quociente da corrente de operação pelo número de barras coletoras, I/n_{Barra} . O resistor equivalente de contato é dado pela Equação (39).

$$R_{Cont} = \frac{R_{Sup} \cdot R_{Lat}}{2R_{Sup} + R_{Lat}} \quad (39)$$

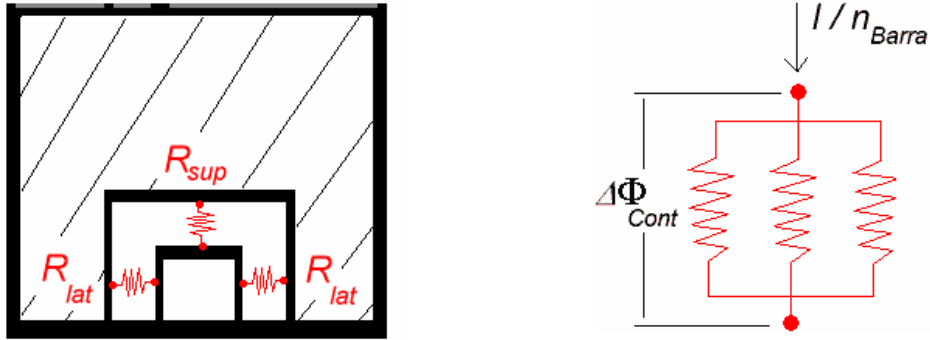


Figura 40: Modelo simplificado para a avaliação do resistor equivalente de contato nos conjuntos de blocos catódicos e barras coletoras.

Assume-se que o comprimento dos resistores laterais e superior possuam o mesmo valor l (*i.e.*, a espessura do material de união é a mesma) e que a resistividade elétrica ρ_{Sup} da interface superior é um múltiplo da resistividade ρ_{Lat} das interfaces laterais, *i.e.*, $\rho_{Sup} = f_{Cont} \cdot \rho_{Lat}$. As áreas de contato laterais e superior são definidas pela geometria do problema. Assim, o resistor de contato equivalente pode ser modelado como:

$$R_{Cont} = \frac{f_{Cont} \cdot \rho_{Lat} \cdot l}{2f_{Cont} \cdot A_{Lat} + A_{Sup}} \quad (40)$$

A resistência equivalente de contato é dada pela razão entre a queda de potencial de contato e a corrente elétrica que flui por uma barra, Equação (41).

$$R_{Cont} = \frac{\Delta\Phi_{Cont}}{I/n_{Barra}} \quad (41)$$

Finalmente, ao substituírem-se as Equações (38) e (40) em (41), obtém-se a resistividade elétrica das interfaces laterais ρ_{Lat} :

$$\rho_{Lat} = \frac{(2f_{Cont} \cdot A_{Lat} + A_{Sup}) \cdot (\Delta\Phi_{CAT} - \Delta\Phi_{Calc})}{(f_{Cont} \cdot l) \cdot (I/n_{Barra})} \quad (42)$$

Esta resistividade de contato é então somada à resistividade original do material de união. Note-se que a nova propriedade do material de união é anisotrópica em essência, Equação (43):

$$\begin{aligned}\rho_{Cont,X} &= \rho_{Cont,X} + \rho_{Lat} \\ \rho_{Cont,Y} &= \rho_{Cont,Y} \\ \rho_{Cont,Z} &= \rho_{Cont,Z} + \rho_{Sup} = \rho_{Cont,Z} + (f_{Cont} \cdot \rho_{Lat})\end{aligned}\quad (43)$$

Calcula-se então a queda de potencial catódica $\Delta\Phi_{Calc}$ para a nova propriedade do material de contato. Se necessário, nova avaliação de ρ_{Cont} é realizada. Este processo segue até que $|\Delta\Phi_{Cont}| \leq 1 \text{ mV}$.

No caso da resistência de contato r_{Cont} ser conhecida, a queda de tensão catódica $\Delta\Phi_{CAT}$ é assumida como sendo a soma da queda de tensão hipotética calculada sem r_{Cont} (i.e., $\rho_{Cont} = \rho_{Fefo}$ ou $\rho_{Cont} = \rho_{Cim}$) e a queda de tensão estimada para a resistência de contato, de acordo com as Equações (44). Finalmente, utiliza-se o mesmo procedimento descrito anteriormente para a calibração do resistor equivalente R_{Cont} .

$$\begin{aligned}\Delta\Phi_{CAT} &= \left(\frac{I}{2.A_{Lat} + A_{Sup}} \right) \cdot (r_{Cont} + \rho_{Fefo} \cdot l) \\ \text{ou} \\ \Delta\Phi_{CAT} &= \left(\frac{I}{2.A_{Lat} + A_{Sup}} \right) \cdot (r_{Cont} + \rho_{Cim} \cdot l)\end{aligned}\quad (44)$$

A Figura 41 mostra um fluxograma da lógica de calibração da resistência de contato r_{Cont} .

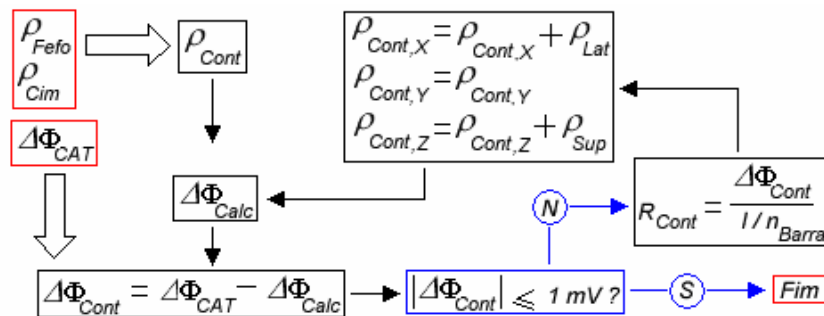


Figura 41: Fluxograma da lógica de calibração de r_{Cont} .

Nas demais cubas, modeladas somente com *wireframes*, $\Delta\Phi_{CAT}$ é obtida através da calibração da resistividade elétrica das barras coletoras.

3.1.2.4. Testes Numéricos Realizados

Foram realizados testes numéricos com a cuba idealizada já introduzida na Seção 2.3.3.1, composta somente dos condutores internos sólidos (vide Figura 23). Ela foi modelada com 45 mm de *ACD* e barras coletoras de seção 180 X 130 mm²; a união destas com os blocos catódicos é dada por um colar de ferro fundido. A Figura 42 mostra a malha de elementos finitos do modelo gerada no pré-processador do *software* ANSYS.

Os objetivos dos testes realizados foram:

- avaliar a influência das barras coletoras e da resistência de contato na distribuição da densidade de corrente \vec{J} no metal;
- avaliar a influência do nível de metal e da posição do pé do *ledge* na distribuição da densidade de corrente \vec{J} no metal.

Assumiu-se que tanto a distribuição de corrente dos ânodos quanto a das barras coletoras é uniforme. Assumiu-se $I = 240$ kA em todas as análises.

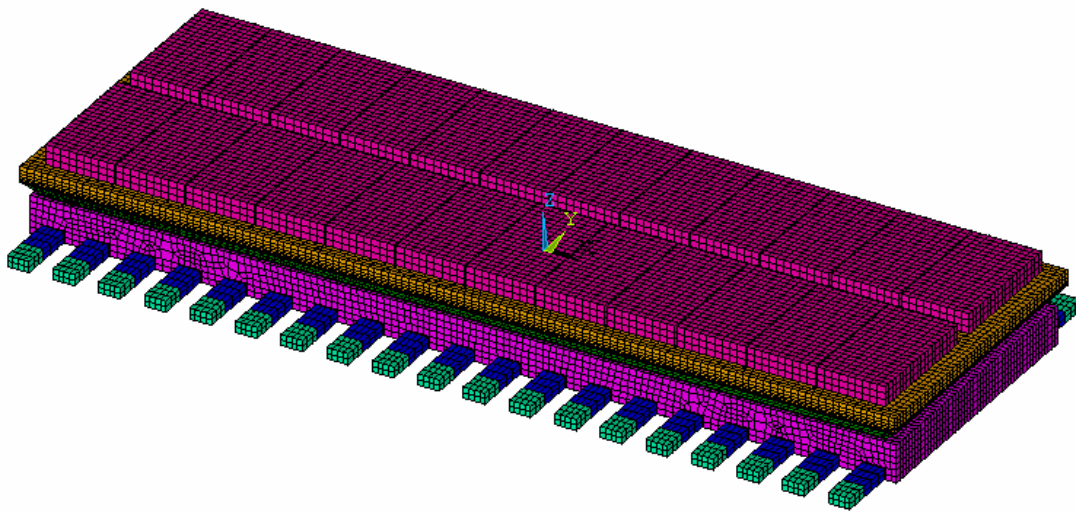


Figura 42: Malha da cuba idealizada utilizada nos testes numéricos do modelo elétrico.

3.1.2.4.1. Resistência de Contato

A literatura [20] mostra – num modelo 2D – que a existência de uma resistência de contato tende a redistribuir de modo mais uniforme a captação de corrente elétrica ao longo da barra coletora, em relação à situação hipotética em que $r_{Cont} = 0$. Como o contato é dependente da tensão mecânica aplicada, dos materiais envolvidos, da temperatura de trabalho e do tempo em serviço do conjunto catódico, é possível que diferentes projetos tenham distribuições distintas de r_{Cont} nas interfaces superior e laterais de contato – *i.e.*, possuam diferentes f_{Cont} .

Assim, com o objetivo de verificar a resposta do modelo elétrico com relação a estes aspectos, considerem-se as seguintes situações:

- situação A: contato elétrico perfeito entre os blocos catódicos e as barras coletoras, *i.e.*, não há resistência de contato;
- situação B: resistência de contato $r_{Cont} = 12,70 \mu\Omega.m^2$ é representada de acordo com o modelo apresentado na Seção 3.1.2.3 (abordagem anisotrópica), onde $f_{Cont} = 10$;
- situação C: a mesma resistência de contato $r_{Cont} = 12,70 \mu\Omega.m^2$ é modelada como um material isotrópico, *i.e.*, $\rho_{Cont,X} = \rho_{Cont,Y} = \rho_{Cont,Z}$;
- situação D: idem situação B, porém com $f_{Cont} = 1$.

Todas as análises foram realizadas com 200 mm de altura de metal e pé do *ledge* sob a sombra do ânodo.

3.1.2.4.2. Pé do *Ledge* e Nível de Metal

A literatura mostra [22] que o pé do *ledge* influencia na distribuição de corrente: quando está para fora da sombra do ânodo, as correntes transversais J_Y em direção aos extremos das barras coletoras aumentam; quando está para dentro da sombra do ânodo, surgem correntes transversais J_Y reversas. A literatura [19] também mostra que o nível de metal influencia a magnitude das correntes horizontais (J_X e J_Y).

Assim, com o objetivo de verificar a resposta do modelo elétrico com relação a estes aspectos, considerem-se as seguintes situações:

- situação B: 200 mm de metal e pé do *ledge* na sombra dos ânodos;
- situação E: 200 mm de metal e pé do *ledge* 100 mm para dentro da sombra dos ânodos;
- situação F: 200 mm de metal e pé do *ledge* 100 mm para fora da sombra dos ânodos;
- situação G: 100 mm de metal e pé do *ledge* na sombra dos ânodos.

Todos as análises foram realizadas com 45 mm de *ACD*, barras coletoras de seção 180 X 130 mm² e resistência de contato $r_{Cont} = 12,70 \mu\Omega.m^2$ (com $f_{Cont} = 10$). A Figura 43 mostra cortes transversais para as situações B, E, F e G descritas acima.

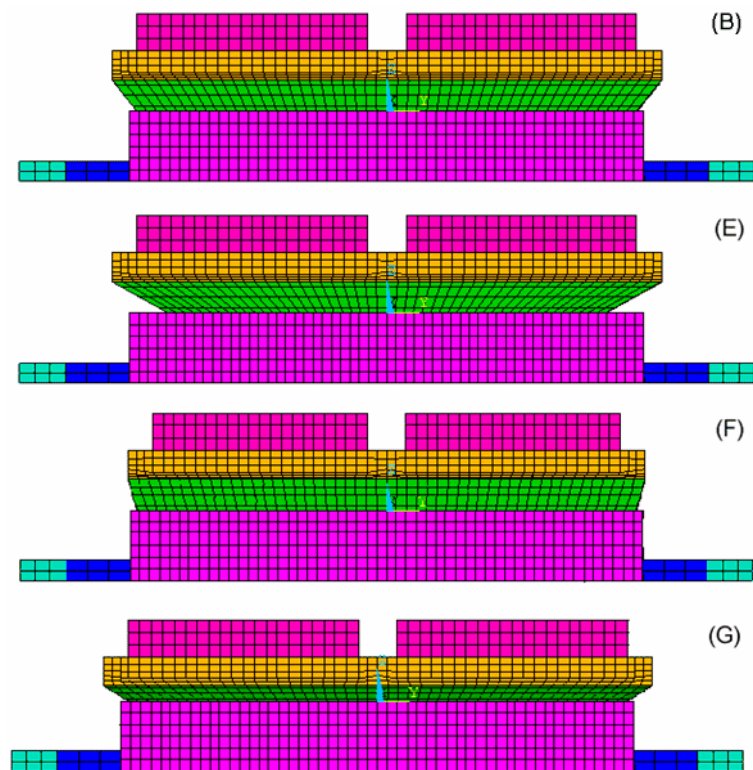


Figura 43: Cortes transversais (YZ) das Situações B (200 mm de metal e pé do *ledge* na sombra dos ânodos), E (200 mm de metal e pé do *ledge* 100 mm para dentro da sombra dos ânodos), F (200 mm de metal e pé do *ledge* 100 mm para fora da sombra dos ânodos) e G (100 mm de metal e pé do *ledge* na sombra dos ânodos).

3.1.3. Modelo Magnético

3.1.3.1. Tipos de Elementos Utilizados

São utilizados 2 tipos de elementos para promover a difusão do campo magnético, de acordo com a região representada. Os condutores elétricos representados

como *wireframes* no modelo elétrico servem como fonte de campo magnético via Lei de Biot-Savart sem, contudo, tomarem parte na resolução do campo de potencial escalar magnético Ψ (grau de liberdade MAG). A Figura 44 mostra os elementos utilizados.

- a geometria interna da cuba de interesse (banho, metal, ânodos, blocos catódicos, barras coletoras e material de união) utiliza elementos sólidos do tipo SOLID5,1. Estes elementos são fontes de campo magnético – *i.e.*, condutores elétricos, grau de liberdade VOLT, Φ – além de difundirem o campo magnético (grau de liberdade MAG, Ψ). Isto permite o acoplamento entre \vec{J} e \vec{B} para que possam ser calculadas as Forças de Lorentz nestas regiões, Equação (7);
- as demais regiões que difundem campo magnético sem, contudo, conduzirem corrente elétrica (revestimento, casco de aço, cobertura e o ar que envolve a cuba de interesse) são modelados com elementos sólidos do tipo SOLID96 (grau de liberdade MAG, Ψ).

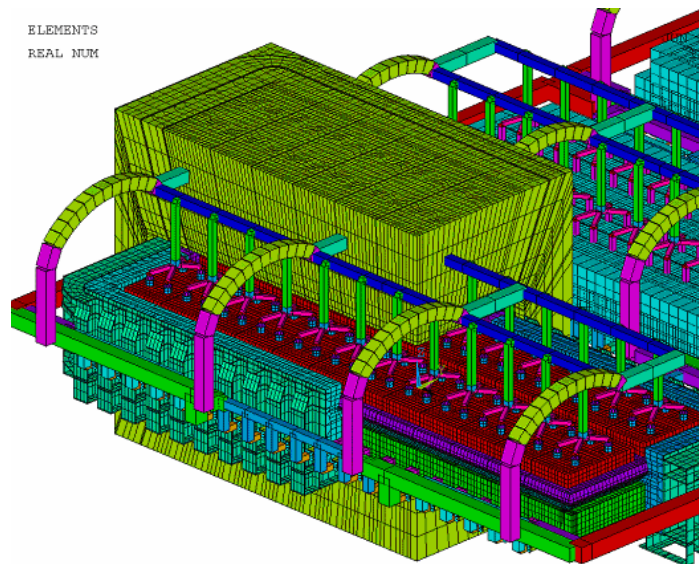


Figura 44: Corte perspectivado do modelo magnético de uma cuba, com elementos sólidos tipo SOLID5,1 e SOLID96 além dos *wireframes* LINK68.

3.1.3.2. Carregamentos, Condições de Contorno e *Solvers* Utilizados

O carregamento aplicado ao modelo, devido à Lei de Ampère, é a própria distribuição de corrente elétrica calculada no modelo elétrico. As condições de contorno a serem aplicadas são (vide Figura 45):

- permitir que componentes de \vec{H} normais ao contorno do domínio Ω , geradas pela Lei de Biot-Savart, possam penetrar no sistema [7]. Esta condição de contorno é chamada NORMAL FLUX, Equação (45), e é aplicada através da imposição de $\Psi = 0$ a todos os nós da fronteira do domínio Ω ;
- definir um potencial escalar magnético de referência $\Psi = 0$ em um nó do casco de aço com o objetivo de facilitar a convergência quando utiliza-se o procedimento GSP.

$$\vec{n} \times \mu(\vec{H}_i - \nabla\Psi) = 0 \quad (45)$$

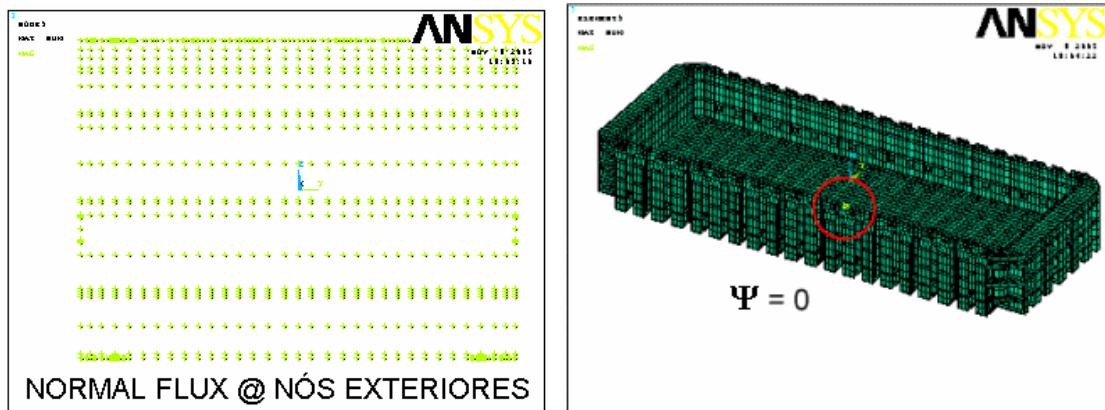


Figura 45: Condições de contorno NORMAL FLUX aplicada na fronteira do modelo sólido (à esquerda) e potencial escalar magnético de referência $\Psi = 0$ em um nó do casco (à direita).

Ressalta-se que a não utilização da condição de contorno NORMAL FLUX impede (ou restringe) a manifestação da influência em \vec{B} de todos os condutores elétricos localizados no exterior do domínio Ω , tornando o modelo inconsistente com a situação física de uma planta de redução.

Utiliza-se preferencialmente o *Preconditioned Conjugate Gradient Iterative Solver* (PCG) para a difusão do campo magnético, devido aos relativamente pequeno espaço requerido em disco e – principalmente – tempo necessário para solução. De qualquer forma, ao resolverem-se modelos de difícil convergência, utiliza-se o *Sparse*

Matrix Direct Solver (SPARSE). Neste trabalho, contudo, utilizou-se o *solver* PCG em todas as análises magnéticas.

3.1.3.3. Volume de Ar a Modelar

De acordo com a discussão da Seção 2.2.3.1 acima, é necessário determinar o volume mínimo suficiente de ar externo ao casco para o cálculo adequado de $\nabla\Psi$.

Foi adotado neste trabalho o comprimento do ânodo L_{An} como uma dimensão característica de cubas¹⁰. Os vértices do volume de ar modelado estão localizados a uma distância $L_{Ar} = \sqrt{3}(f_{An} \cdot L_{An})$ a partir do casco de aço. A magnitude da projeção de L_{Ar} em cada um dos eixos coordenados é igual a $(f_{An} \cdot L_{An})$. A Figura 46 ilustra esta situação, onde a constante f_{An} define o número de vezes que L_{An} deve ser multiplicado.

A literatura consultada sobre a simulação eletromagnética de cubas via método dos elementos finitos meramente apresenta o volume de ar externo modelado sem, contudo, quantificá-lo [9].

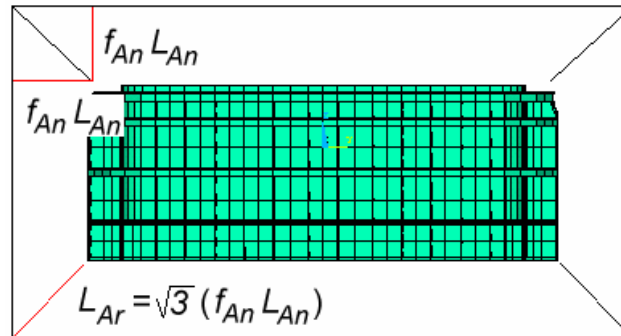


Figura 46: Vértices do volume de ar localizados a uma distância L_{Ar} a partir do exterior do casco: vista lateral direita (YZ).

3.1.3.4. Modelagem do Casco de Aço

A literatura [7, 10] geralmente apresenta o casco de aço modelado detalhadamente, *i.e.*, levando a geometria dos berços ou vigas de suporte da cuba e

¹⁰ Cubas de ânodos pré-cozidos possuem, invariavelmente, 2 ânodos na direção transversal (vide Figura 42, Seção 3.1.2.4). Assim, a dimensão transversal (Y) do casco é definida em função de L_{An} . No caso de uma cuba Söderberg, sugere-se adotar L_{An} como metade da largura do bloco anódico único.

demais reforços estruturais em consideração. O modelo desenvolvido neste trabalho leva em consideração as principais nervuras, chapas e reforços estruturais dos cascos de aço analisados. A Figura 47 mostra um casco com o contêiner interno, seus berços e reforços estruturais.

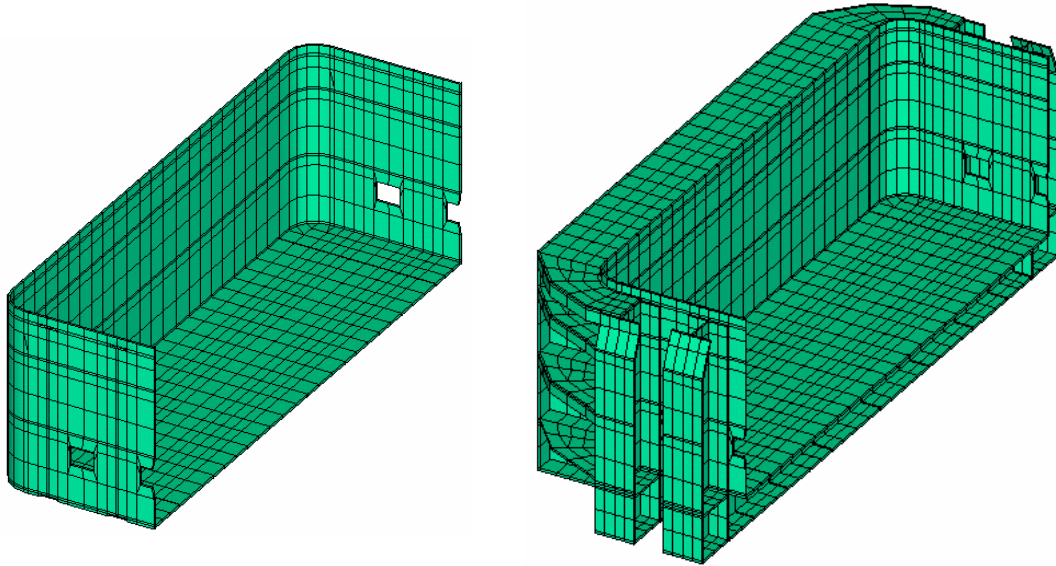


Figura 47: Cabeceira do contêiner interno de um casco (à esquerda) e do casco completo (direita).

3.1.3.5. Testes Numéricos Realizados

Foram realizados testes numéricos com 2 cubas *side-by-side*, com 4 *side risers*, dotada de *end bus* e *under cell bus* hipotéticas, cujos trechos vizinhos encontram-se a 60 m. A 1ª cuba não possui qualquer esquema de compensação; a 2ª é compensada via distribuição assimétrica de corrente nos barramentos principais. Suas malhas de elementos finitos (sólidos e *wireframes*) foram geradas no pré-processador do pacote ALGOR 12.28.

As cubas possuem 45 mm de *ACD*, 200 mm de metal, blocos catódicos grafitizados, barras coletoras de seção 180 X 130 mm², resistência de contato $r_{Cont} = 12,70 \mu\Omega.m^2$ (com $f_{Cont} = 10$) e pé do *ledge* sob a sombra do ânodo. Os barramentos foram dimensionados de modo a ser verificado o limite de $\bar{J} \leq 100 A/cm^2$ tanto em operação normal ou *by-pass*. Assumiu-se $I = 240$ kA em todas as análises.

Os objetivos dos testes realizados foram:

- avaliar a influência do volume de ar modelado e do detalhamento da geometria do casco na distribuição da densidade de fluxo magnético \vec{B} nas fases líquidas;
- verificar numericamente a influência do *bias* na componente vertical da densidade de fluxo magnético B_z (vide Anexo 1).

A Figura 48 mostra os barramentos de ambas as cubas analisadas.

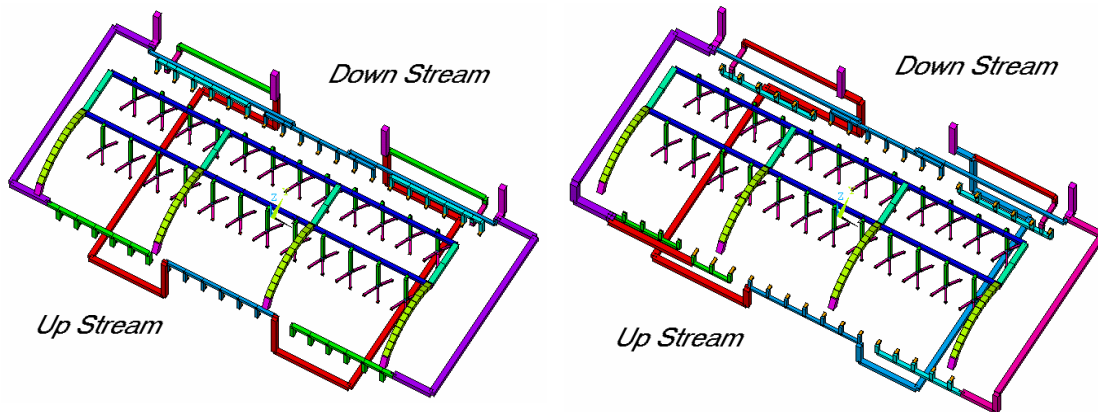


Figura 48: Cubas *side-by-side* com 4 *side risers*, *end bus* e *under cell bus*: barramento simétrico não-compensado (à esquerda) e barramento compensado magneticamente via distribuição assimétrica de corrente (direita).

3.1.3.5.1. Volume de Ar e Detalhamento do Casco

A discretização adequada do volume do ar e do casco de uma cuba pode vir a ser um difícil trabalho de pré-processamento [9]; contudo, sua relevância é primordial para a correta representação de \vec{B} . Ressalta-se ainda que o conhecimento do L_{Ar} mínimo necessário tem importante impacto no custo computacional do processo, uma vez que a malha (e, conseqüentemente, a matriz de equações) tende a aumentar com o volume.

Assim, com o objetivo de verificar a resposta do modelo magnético com relação ao detalhamento do casco e de definir o mínimo volume de ar suficiente para garantir que $\nabla\Psi$ seja calculado adequadamente, considerem-se as seguintes situações:

- situação H: casco detalhado (contêiner, berços e reforços estruturais) e $f_{An} = 0,5$;
- situação I: casco detalhado (contêiner, berços e reforços estruturais) e $f_{An} = 1,0$;
- situação J: casco detalhado (contêiner, berços e reforços estruturais) e $f_{An} = 2,0$;

- situação L: casco detalhado (contêiner, berços e reforços estruturais) e $f_{An} = 3,0$;
- situação M: casco não detalhado (somente contêiner interno) e $f_{An} = 3,0$.

Em todas as simulações foi utilizado o barramento compensado via distribuição assimétrica de corrente. A Figura 49 mostra a relação entre o volume de ar modelado e o restante da cuba para cada uma das situações H, I, J e L descritas acima.

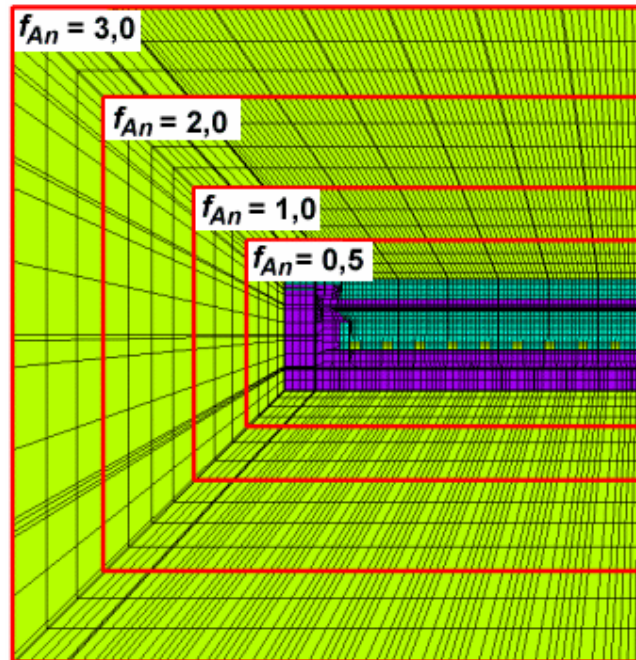


Figura 49: Relação entre o volume de ar e o restante do modelo para as diversas situações ensaiadas: H ($f_{An} = 0,5$), I ($f_{An} = 1,0$), J ($f_{An} = 2,0$) e L ($f_{An} = 3,0$).

3.1.3.5.2. Influência do *Bias* na Distribuição de B_Z

A necessidade de campos magnéticos verticais B_Z balanceados é amplamente discutida na literatura [3, 15, 19]. Pode ser demonstrado (vide Anexo 1) que a energia associada a B_Z sempre aumenta com o aumento do *bias*. Assim, com o objetivo de verificar numericamente a influência de ΔB_Z na distribuição de B_Z , na das Forças de Lorentz horizontais (F_X e F_Y) e, principalmente, no valor absoluto da integral do campo magnético vertical $\iint |B_Z| dx dy$, considerem-se as seguintes situações:

- situação L: barramento compensado via distribuição assimétrica de corrente;

- situação N: barramento simétrico não compensado.

Todas as análises foram realizadas com o casco detalhado (contêiner, berço e reforços estruturais) e $f_{An} = 3,0$.

3.2. Testes Industriais

Foram realizadas medições de densidade de fluxo magnético \vec{B} em 2 cubas de uma planta de redução localizada no Brasil, entre Outubro e Novembro de 2005. O objetivo da campanha de medições foi a comparação dos resultados obtidos para as 3 componentes (B_X , B_Y e B_Z) com as simulações realizadas para a tecnologia em questão. Utilizou-se um gaussímetro tridimensional desenvolvido em conjunto pela PCE Ltda. e pelo Laboratório de Magnetismo do Instituto de Física da Universidade Federal do Rio Grande do Sul – equipamentos similares são apresentados na literatura [12].

A Figura 50 mostra 2 operadores com o sensor utilizado durante a campanha de medições na sala de cubas.



Figura 50: Campanha de medições de campo magnético em planta de redução localizada no Brasil.

Considerações

As medições foram realizadas concomitantemente com o regime de operação normal do forno, *i.e.*, a rotina de troca de ânodos e corrida de metal, bem como demais procedimentos de manutenção da cuba foram mantidos. As medições foram realizadas em ambos os canais laterais da cuba¹¹, cujas crostas foram quebradas sempre entre 2 ânodos adjacentes utilizando-se o martetele hidráulico (quebra-crosta) da ponte rolante. A sonda foi introduzida até o nível do metal, conforme apresentado na Figura 51. É apresentada também a localização, em relação aos ânodos, dos pontos perfurados (quando possível) pela ponte rolante.

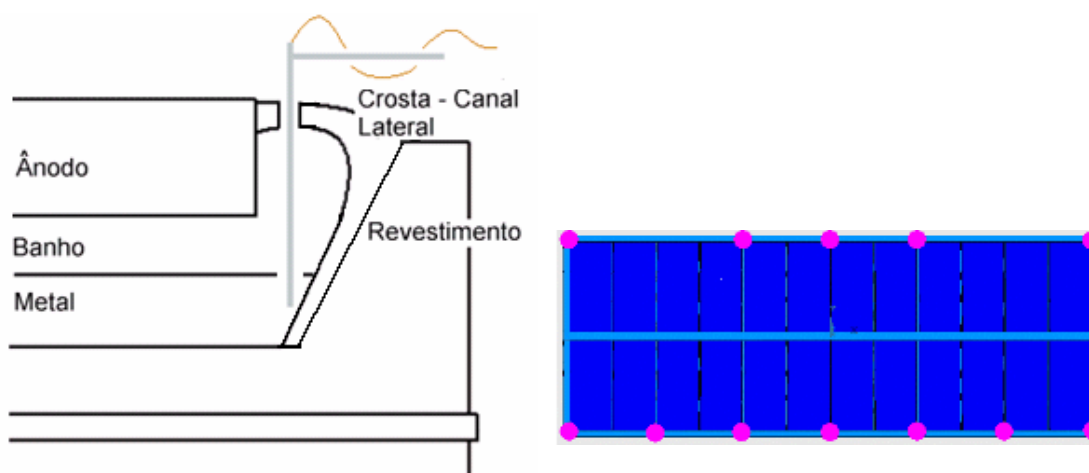


Figura 51: Vista lateral do sensor magnético em relação ao metal, ânodo e revestimento (à esquerda) e vista superior dos pontos perfurados na crosta pela ponte rolante (direita).

As medições foram realizadas 2 vezes em cada ponto de medição de cada um dos fornos por 2 operadores distintos, de modo a evitar erros sistemáticos de posicionamento. O alinhamento do sensor em relação ao eixo vertical global Z é obtido com um nível de bolha acoplado à estrutura do aparelho. O alinhamento no plano horizontal é dado por meio de inspeção visual do suporte horizontal do gaussímetro em relação à geometria da cuba. Assume-se um erro máximo de alinhamento do sensor de $1,5^\circ$ em relação ao sistema de coordenadas global da cuba.

Sabe-se que a distribuição elétrica dos ânodos e cátodos, na prática industrial, difere daquela prevista na situação de projeto devido às operações de troca e

¹¹ O espaço compreendido entre o ânodo e o revestimento ao longo das laterais da cuba (no *US* e *DS*), coberto por uma camada de banho solidificada chamada crosta.

posicionamento de ânodos e ao comportamento desigual dos blocos catódicos no que tange a falhas (trincas e desgaste) e à resistência de contato. Foi reportado na literatura [12, 23] que os campos magnéticos medidos em áreas de redução são influenciados pela distribuição elétrica própria de cada cuba, gerando resultados que diferem dos modelos de projeto. Ambas as referências sugerem o cálculo dos campos magnéticos a partir da distribuição elétrica verificada no equipamento. Ressalta-se que existe grande variabilidade [12] entre os resultados obtidos para várias cubas da mesma tecnologia e que o comportamento médio dos equipamentos pode ser obtido durante ao longo de grande período de observação.

Assim, no que tange à distribuição de corrente anódica e catódica:

- utilizou-se um voltímetro e um termopar para realizar medições de corrente nas hastes e barras coletoras mas não foi possível obter bons resultados – faz-se necessária a utilização de um sensor tipo Bobina de Rogowski;
- a distribuição de corrente elétrica nas hastes pôde ser estimada a partir do tempo de serviço (em horas) de cada ânodo;
- a distribuição de corrente nas barras coletoras foi determinada pelo modelo, assumindo-se que não há trincas e/ou falhas nos conjuntos catódicos e que a resistência de contato é uniforme.

4. Resultados e Discussão

Serão apresentados os resultados obtidos para todas as análises e testes industriais realizados, conforme descritos no Capítulo 3. Os resultados serão apresentados na forma de mapas de contornos e de vetores em 2 planos principais (vide Figura 52), a saber:

- plano horizontal XY, localizado na metade da altura do metal;
- plano transversal YZ, localizado no meio do comprimento da cuba.

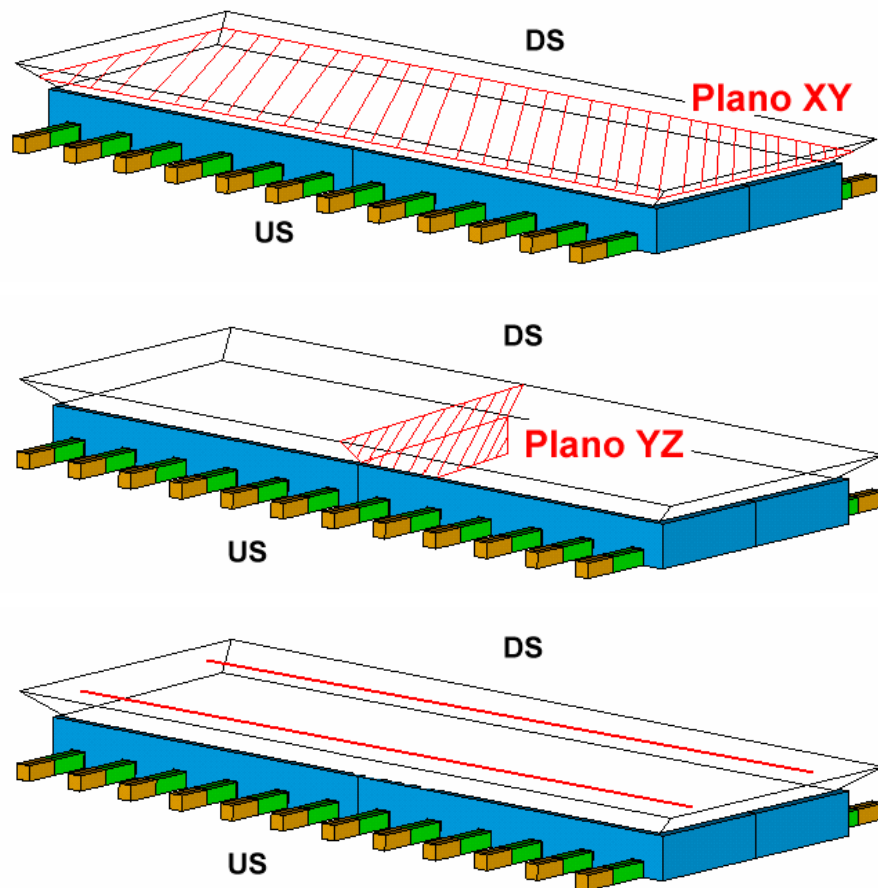


Figura 52: Planos horizontal XY (superior) e transversal YZ (centro) utilizados para a apresentação de resultados nas formas de mapas de contornos e de vetores. Linhas longitudinais (inferior) nos canais laterais da cuba utilizadas para a representação de gráficos para B_x , B_y e B_z .

Também serão apresentados gráficos com os resultados numéricos e experimentais das 3 componentes da densidade de fluxo magnético B_x , B_y e B_z . Os

dados serão apresentados em linhas paralelas ao eixo longitudinal da cuba, localizadas ao longo dos canais laterais da cuba no meio do nível do metal, tanto no *US* quanto no *DS*, vide Figura 52. Também serão apresentadas tabelas.

4.1. Testes Numéricos do Modelo Elétrico

4.1.1. Resultados Obtidos para a Resistência de Contato

As Figura 53 e Figura 54 mostram as distribuições de \vec{J} para as Situações A e B, respectivamente. Os resultados são apresentados na forma de campos escalares (contornos) para as 3 componentes de J_X , J_Y e J_Z e na forma vetorial para a soma (vetorial) das correntes horizontais J_{XY} . Os resultados são avaliados num plano horizontal XY no meio da altura do metal (vide Figura 52). Note-se que a escala da Figura 53 (Situação A) possui um alcance maior que a da Figura 54 (Situação B).

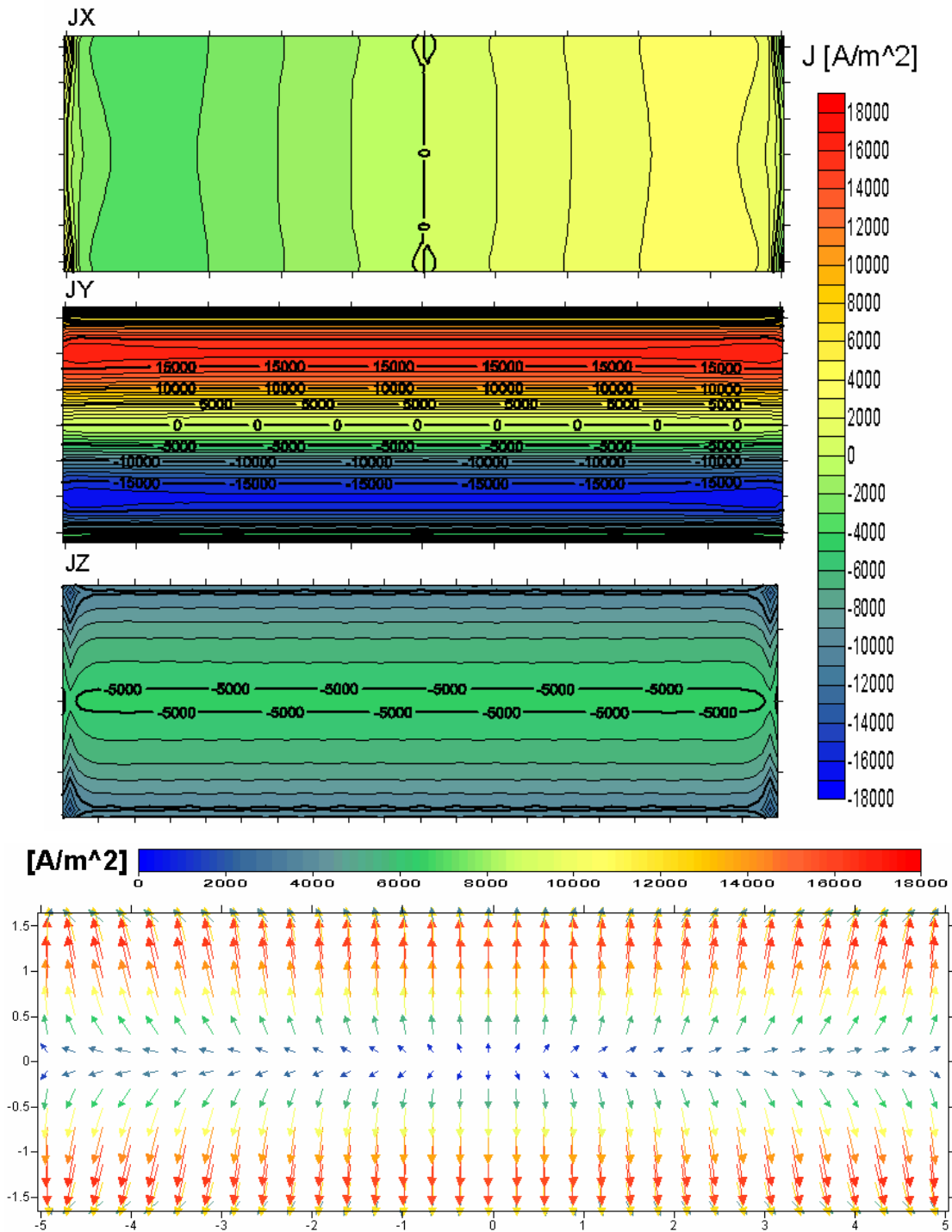


Figura 53: Distribuições das 3 componentes de \vec{J} (superior) e distribuição das correntes horizontais J_{xy} (inferior) obtidas num plano horizontal do meio da altura do metal para a Situação A, onde não há resistência de contato entre os blocos catódicos e as barras coletoras.

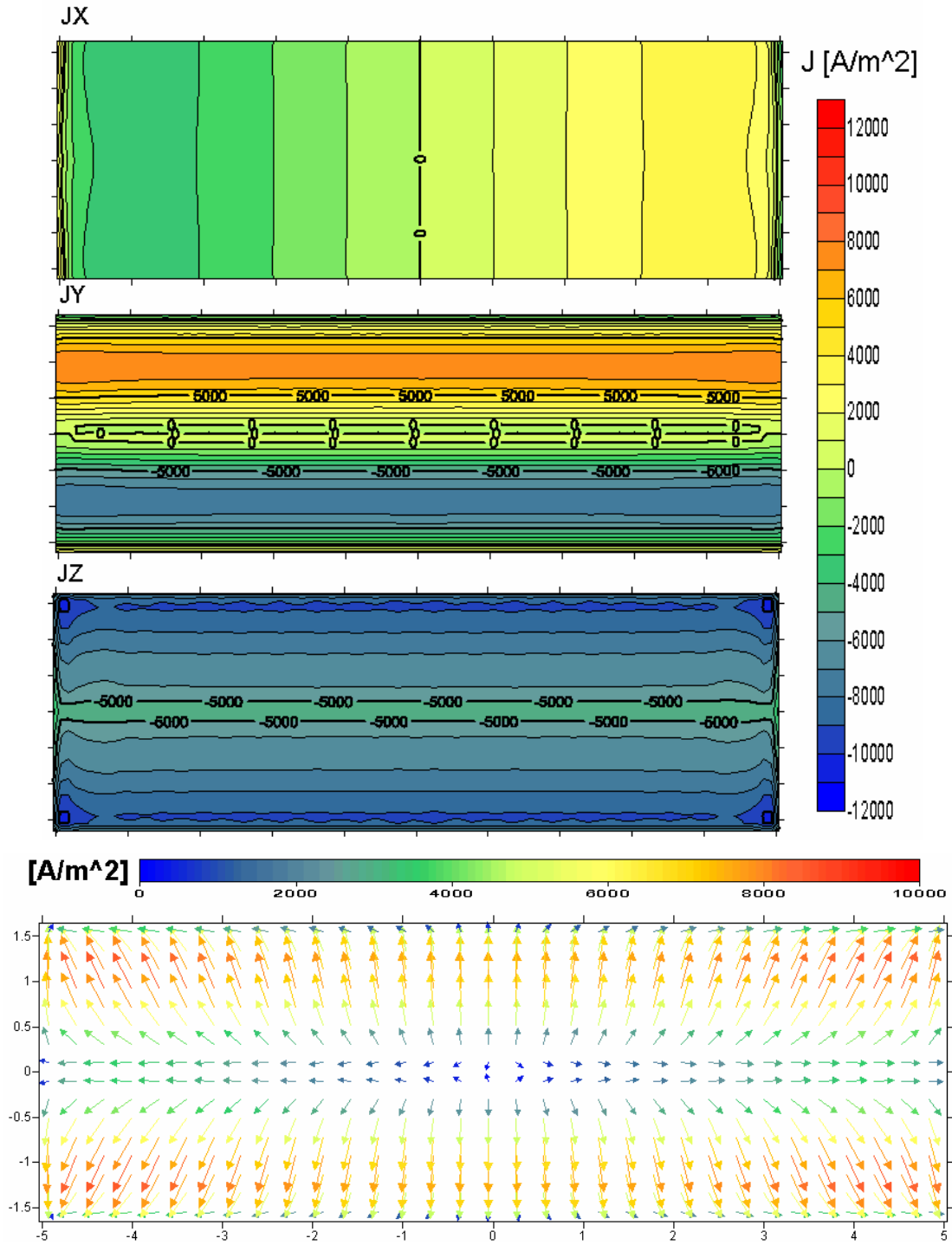


Figura 54: Distribuições das 3 componentes de \vec{J} (superior) e distribuição das correntes horizontais J_{XY} (inferior) obtidas num plano horizontal do meio da altura do metal para a Situação B, onde uma resistência de contato $r_{Cont} = 12,70 \mu\Omega.m^2$, é representada de acordo com o modelo apresentado na Seção 3.1.2.3, onde $f_{Cont} = 10$.

A máxima magnitude da densidade de corrente horizontal para a Situação hipotética A (em que não há resistência de contato) é $|J_{XY}|_{Max} = 16880 \text{ A/m}^2$. A introdução da resistência de contato (Situação B) leva a $|J_{XY}|_{Max} = 8520 \text{ A/m}^2$, o que representa uma redução de aproximadamente 50,5% em relação à Situação A. Este fato deve-se à captação de corrente ao longo dos blocos catódicos.

As Figura 55 a Figura 56 mostram a captação de corrente no bloco catódico em um corte no plano transversal (YZ), vide Figura 52. Devido à condição de simetria, somente serão apresentados resultados para o *US*. A Figura 57, por sua vez, mostra a distribuição de Φ para os conjuntos catódicos das Situações A e B.

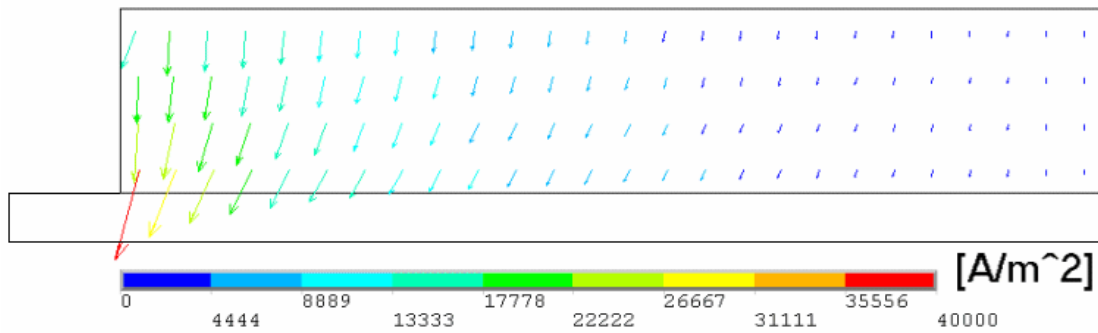


Figura 55: Captação de corrente em um corte transversal (YZ) no bloco catódico para a Situação A, onde não há resistência de contato entre os blocos catódicos e as barras coletoras.

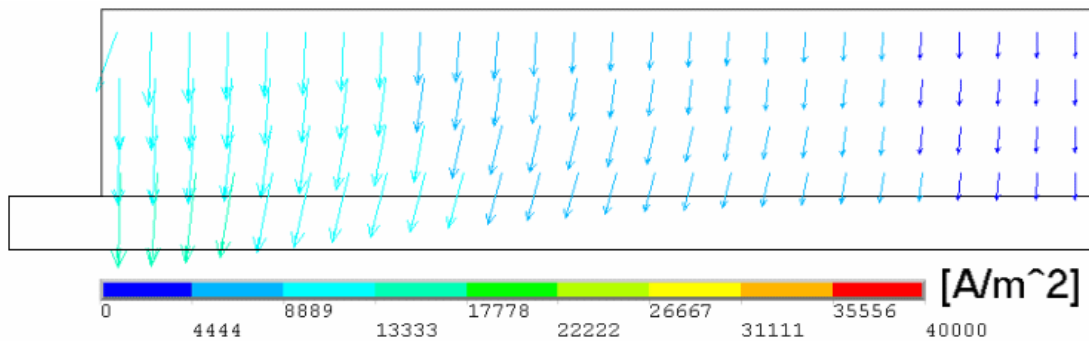


Figura 56: Captação de corrente em um corte transversal (YZ) no bloco catódico para a Situação B, onde uma resistência de contato $r_{Cont} = 12,70 \mu\Omega.m^2$ é representada de acordo com o modelo apresentado na Seção 3.1.2.3, onde $f_{Cont}=10$.

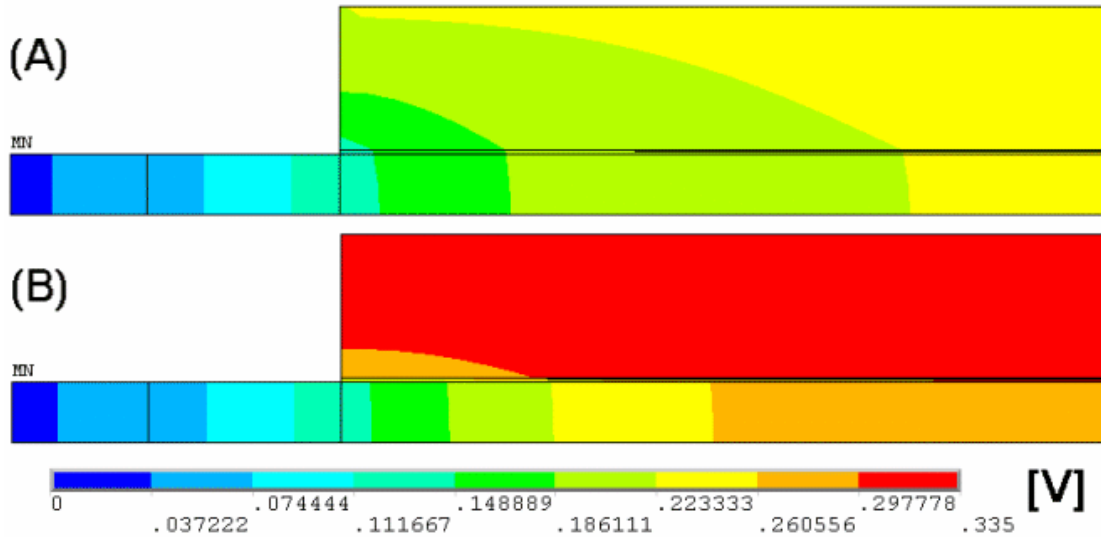


Figura 57: Distribuição de tensão elétrica em um corte transversal (YZ) para as Situações A, sem resistência de contato (superior), e B, com $r_{Cont} = 12,70 \mu\Omega.m^2$ e $f_{Cont}=10$ (inferior).

Em relação à situação idealizada com contato perfeito (situação A, Figura 55), a existência da resistência de contato (situação B, Figura 56) tende a uniformizar a captação de corrente nos blocos catódicos, o que concorda com a literatura [20]. Ao se introduzir uma grande queda de tensão devido ao contato (Figura 57), a energia do sistema é naturalmente minimizada ao se redistribuir o acúmulo de corrente observado nas proximidades da fronteira do bloco catódico. A queda de tensão catódica observada na situação A (na qual não existe resistência de contato) é $\Delta\Phi_{CAT} = 230$ mV. A introdução da resistência de contato (situação B) leva a $\Delta\Phi_{CAT} = 335$ mV, o que representa um aumento de aproximadamente 45,7%.

Assim, conclui-se que a inclusão da resistência de contato $r_{Cont} = 12,70 \mu\Omega.m^2$ no modelo elétrico é relevante para a distribuição de densidade de corrente \vec{J} no metal líquido e para a queda de tensão catódica $\Delta\Phi_{CAT}$. No caso específico deste trabalho, a inclusão de uma resistência de contato $r_{Cont} = 12,70 \mu\Omega.m^2$ representada de acordo com o modelo apresentado na Seção 3.1.2.3 com $f_{Cont} = 10$ (Situação B), reduz a máxima magnitude da densidade de corrente horizontal $|J_{XY}|_{Max}$ em aproximadamente 50,5% em relação à Situação hipotética A (em que não há resistência de contato). A queda de tensão catódica, por sua vez, foi aumentada em aproximadamente 45,7% nas mesmas condições.

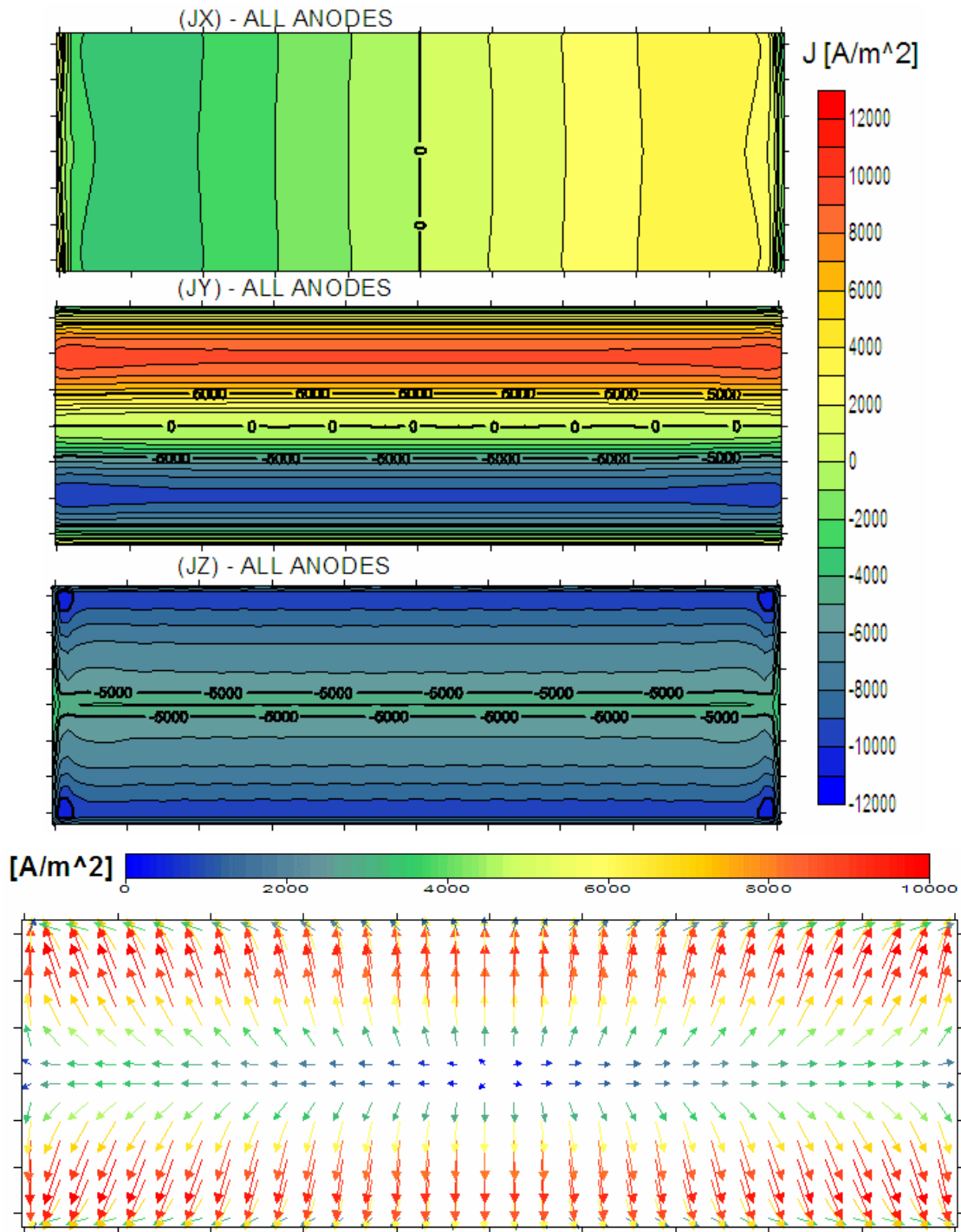


Figura 58: Distribuições das 3 componentes de \vec{J} (superior) e distribuição das correntes horizontais J_{xy} (inferior) obtidas num plano horizontal do meio da altura do metal para a Situação C, onde uma resistência de contato $r_{Cont} = 12,70 \mu\Omega.m^2$ é representada como um material isotrópico.

A Figura 58 mostra a distribuição de \vec{J} para a Situação C, onde a resistência de contato $r_{Cont} = 12,70 \mu\Omega.m^2$ é representada por um material isotrópico. Os resultados são apresentados na forma de campos escalares (contornos) para as 3 componentes de

J_X , J_Y e J_Z e na forma vetorial para a soma (vetorial) das correntes horizontais J_{XY} . Os resultados são avaliados num plano horizontal XY no meio da altura do metal.

A máxima magnitude da densidade de corrente horizontal representação de r_{Cont} como um material isotrópico (situação C) é de $|J_{XY}|_{Max} = 10080 \text{ A/m}^2$, o que representa um aumento em torno de 18,3% com relação à abordagem anisotrópica da situação B. Como a resistência de contato é um fenômeno de superfície, conclui-se que deve-se utilizar uma abordagem anisotrópica para representá-la, como a apresentada na Seção 3.1.2.3 deste trabalho.

Finalmente, a Figura 59 mostra a distribuição de densidade de corrente horizontal J_{XY} em um plano no meio do metal para a situação D, onde utiliza-se a abordagem anisotrópica com $f_{Cont} = 1$ para representar a resistência de contato $r_{Cont} = 12,70 \mu\Omega.m^2$.

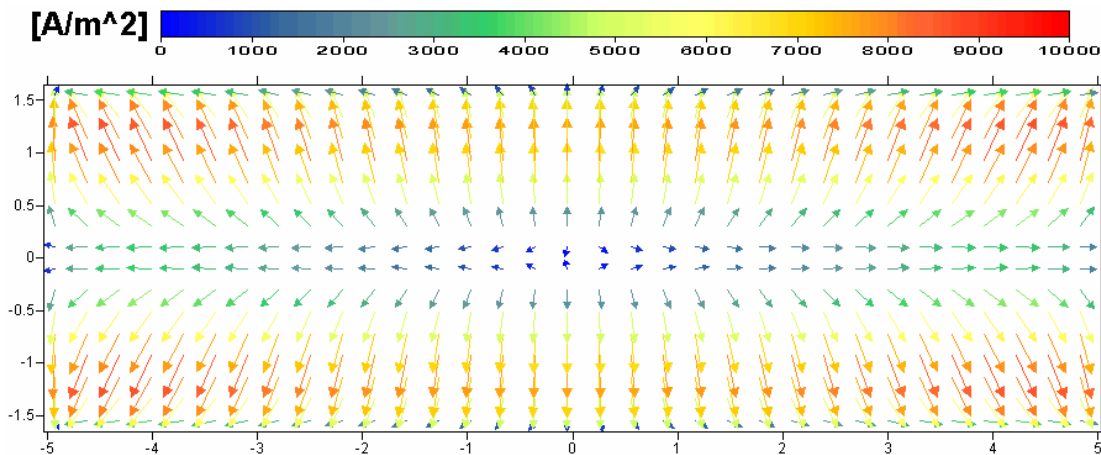


Figura 59: Distribuição das correntes horizontais J_{XY} obtida num plano horizontal do meio da altura do metal para a Situação D, onde uma resistência de contato $r_{Cont} = 12,70 \mu\Omega.m^2$ é representada de acordo com o modelo apresentado na Seção 3.1.2.3, onde $f_{Cont}=1$.

A máxima magnitude da densidade de corrente horizontal na Figura 59 (onde $f_{Cont} = 1$, Situação D) é de $|J_{XY}|_{Max} = 8670 \text{ A/m}^2$, o que representa uma diferença de aproximadamente 1,8% em relação à Situação B (onde $f_{Cont} = 10$).

Do ponto de vista estrito do MHD, no qual é relevante a distribuição da corrente nas fases líquidas, conclui-se que é indiferente a maneira como a resistência de contato é distribuída nas interfaces de contato ao utilizar-se a abordagem anisotrópica sugerida na Seção 3.1.2.3. Contudo, novos estudos são necessários para determinar a influência da distribuição da resistência de contato no regime térmico da cuba.

A Tabela 6 compara as máximas magnitudes de densidade de corrente horizontal $|J_{XY}|_{Max}$ obtidas em um plano no meio do metal para as Situações A, B, C e D.

Tabela 6 – Máxima magnitude das distribuições de J_{XY} obtidas num plano horizontal no meio do metal para as Situações A ($r_{Cont} = 0$), B ($r_{Cont} = 12,70 \mu\Omega.m^2$ e $f_{Cont} = 10$), C ($r_{Cont} = 12,70 \mu\Omega.m^2$, representado como material isotrópico) e D ($r_{Cont} = 12,70 \mu\Omega.m^2$ e $f_{Cont} = 1$), [A/m^2].

	Situação A	Situação B	Situação C	Situação D
$ J_{XY} _{Max}$	16880	8520	10080	8670

4.1.2. Resultados Obtidos para o Pé do *Ledge* e Nível de Metal

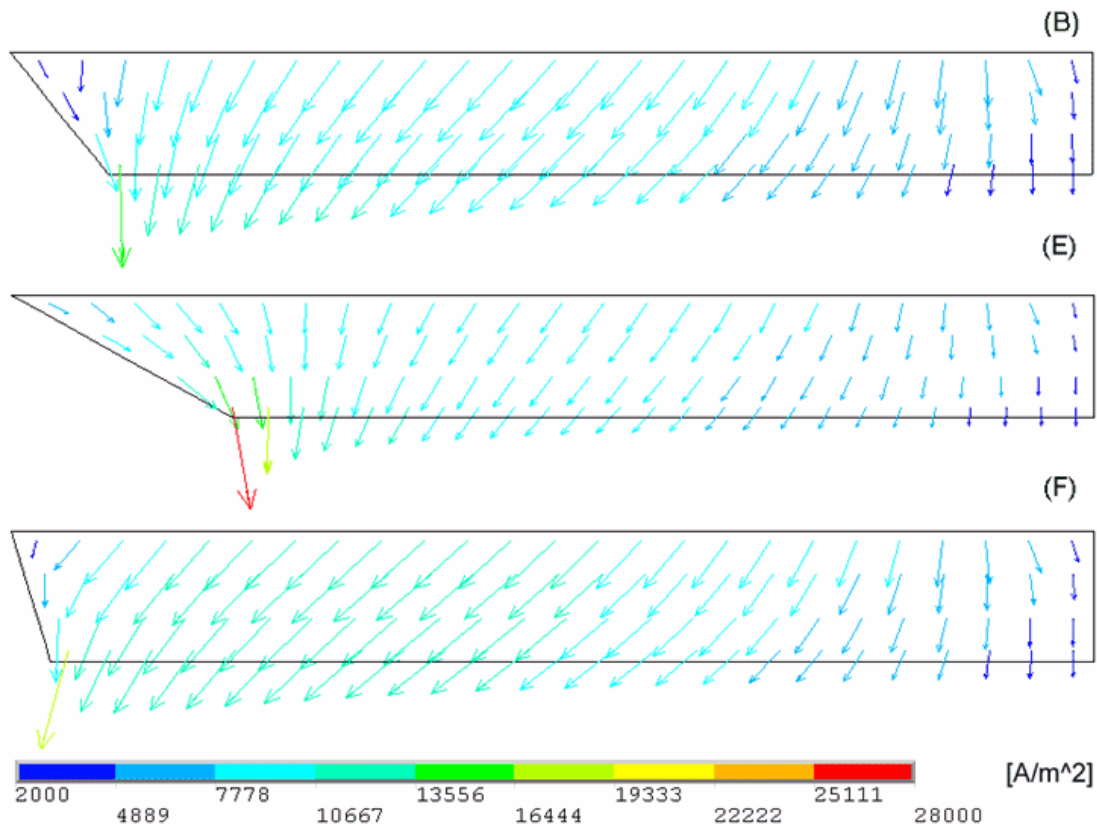


Figura 60: Distribuições de \vec{J} em cortes transversais (YZ) no metal para as Situações B, 200 mm de metal e pé do *ledge* na sombra dos ânodos (superior); E, 200 mm de metal e pé do *ledge* 100 mm para dentro da sombra dos ânodos (centro) e F, 200 mm de metal e pé do *ledge* 100 mm para fora da sombra dos ânodos (inferior).

A Figura 60 mostra a influência do pé do *ledge* (situações B, E e F) na distribuição de \vec{J} no metal, visualizada em um corte transversal (YZ) – vide Figura 52. Devido à simetria, somente serão apresentados resultados para o *US*.

Nota-se que a distribuição de \vec{J} na situação idealizada B (onde o pé encontra-se na sombra do ânodo) é predominantemente orientada para fora da cuba, em direção ao extremo do bloco catódico. Com o pé adentrando a sombra dos ânodos – situação E – o sentido da corrente elétrica inverte-se na região próxima à parede do *ledge*, comportamento típico em cubas pouco isoladas termicamente. Quando o pé do *ledge* está localizado fora da sombra dos ânodos (situação F), a tendência natural das correntes no metal de dirigirem-se ao perímetro dos blocos catódicos é favorecida.

A Tabela 7 compara as máximas magnitudes de densidade de corrente $|\vec{J}|_{Max}$ obtidas em um plano transversal no metal para as Situações B, E e F.

Tabela 7 – Máxima magnitude das distribuições de \vec{J} obtidas num plano transversal no metal para as Situações B (200 mm de metal e pé do *ledge* na sombra dos ânodos), E (200 mm de metal e pé do *ledge* 100 mm para dentro da sombra dos ânodos) e F (200 mm de metal e pé do *ledge* 100 mm para fora da sombra dos ânodos), [A/m²].

	Situação B	Situação E	Situação F
$ \vec{J} _{Max}$	13700	27800	16300

Concluí-se que a orientação dos vetores \vec{J} (e sua magnitude) dependem da posição do *ledge*, o que concorda com a literatura [22]. Além disto, a magnitude de \vec{J} é feita mínima para um determinado projeto de barramentos e nível de metal quando o pé do *ledge* encontra-se sob a sombra do ânodo, o que também concorda com a literatura [4, 15].

A Figura 61 mostra a distribuição densidade de corrente horizontal J_{XY} no meio do metal para a Situação G, onde o nível de metal é reduzido para 100 mm e o pé do *ledge* é mantido na sombra dos ânodos. Nota-se que, em relação à Figura 61, a escala possui um alcance maior (de 0 a $1,6 \cdot 10^4$ A/m²).

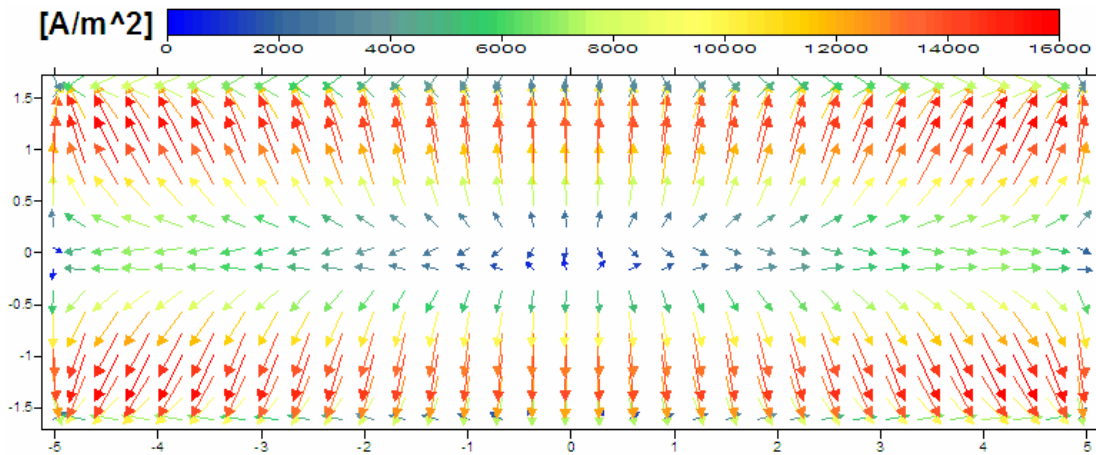


Figura 61: Distribuições das correntes horizontais J_{XY} para a Situação G (com 100 mm de nível de metal e pé do ledge sob a sombra dos ânodos).

Nota-se que a máxima magnitude da densidade de corrente horizontal da situação G é $|J_{XY}| = 15920 \text{ A/m}^2$, o que representa um aumento de 86,9% em relação à distribuição apresentada para a situação B (com 200 mm de metal, Figura 54). A altura da camada de metal exerce papel fundamental no gradiente de tensão elétrica e, conseqüentemente, na intensidade da densidade de corrente \vec{J} – Equação (23). Uma vez que a captação de corrente nos blocos catódicos é imposta pelo arranjo catódico e pelo projeto de barramentos, *i.e.*, a distribuição de corrente no topo do bloco catódico é rigorosamente a mesma para ambas situações B e G, uma altura de metal menor leva necessariamente a um campo mais intenso de \vec{J} .

Assim, concluí-se que a intensidade da distribuição da densidade de corrente depende inversamente da altura do nível de metal, o que concorda com a literatura [19].

Ressalta-se que as variáveis nível de metal e perfil do ledge tem grande influência no comportamento hidrodinâmico das fases líquidas.

4.2. Testes Numéricos do Modelo Magnético

4.2.1. Resultados Magnéticos Obtidos para o Volume de Ar e o Casco

As Figura 62 a Figura 65 mostram as distribuições de \vec{B} para as Situações H, I, J, e L, respectivamente. Os resultados são apresentados na forma de campos escalares (contornos) para as 3 componentes de B_x , B_y e B_z . Os resultados são avaliados num plano horizontal XY no meio da altura do metal (vide Figura 52). A Figura 66 mostra

um gráfico comparativo dos valores de B_z adquiridos nos canais laterais de US e DS para as 4 Situações (vide Figura 52).

As Tabela 8 e Tabela 9 comparam os valores de $\iint |B_x| dx dy$, $\iint |B_y| dx dy$ e $\iint |B_z| dx dy$ em um plano no meio do metal para cada uma das 4 Situações. A Tabela 10 compara o tempo de cálculo para cada uma das 4 Situações.

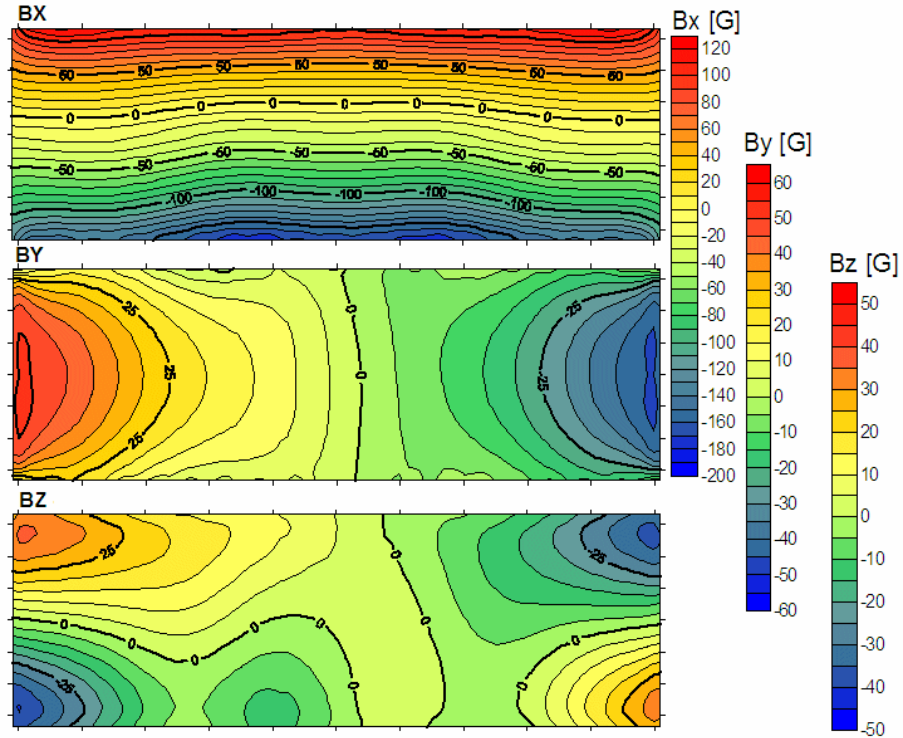


Figura 62: Distribuições das 3 componentes de \vec{B} para a situação H (casco detalhado e $f_{An} = 0,5$).

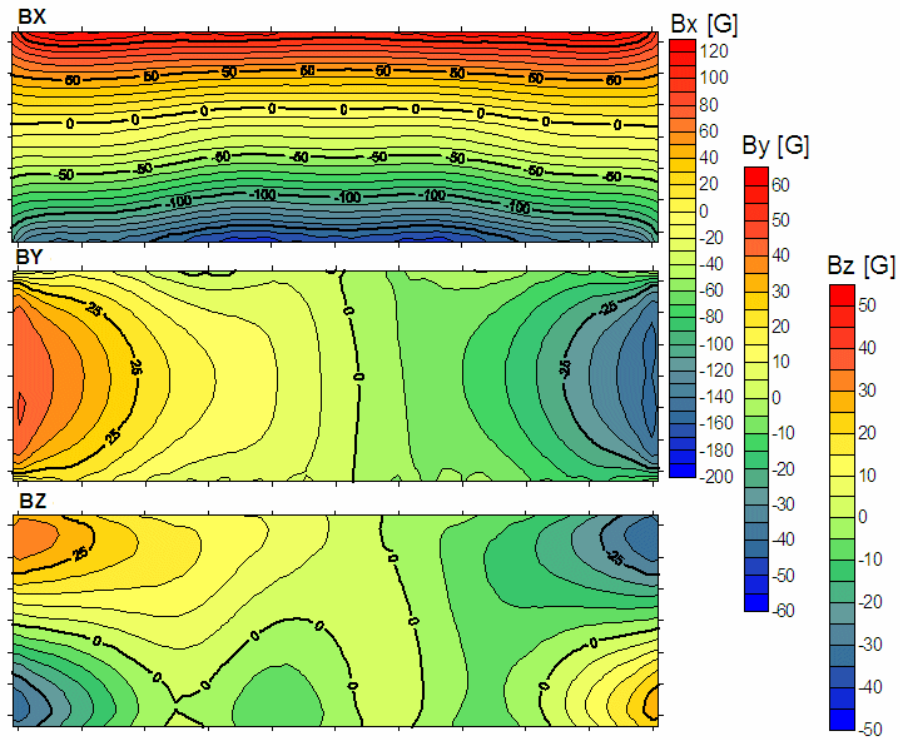


Figura 63: Distribuições das 3 componentes de \vec{B} para a situação I (casco detalhado e $f_{An} = 1,0$).

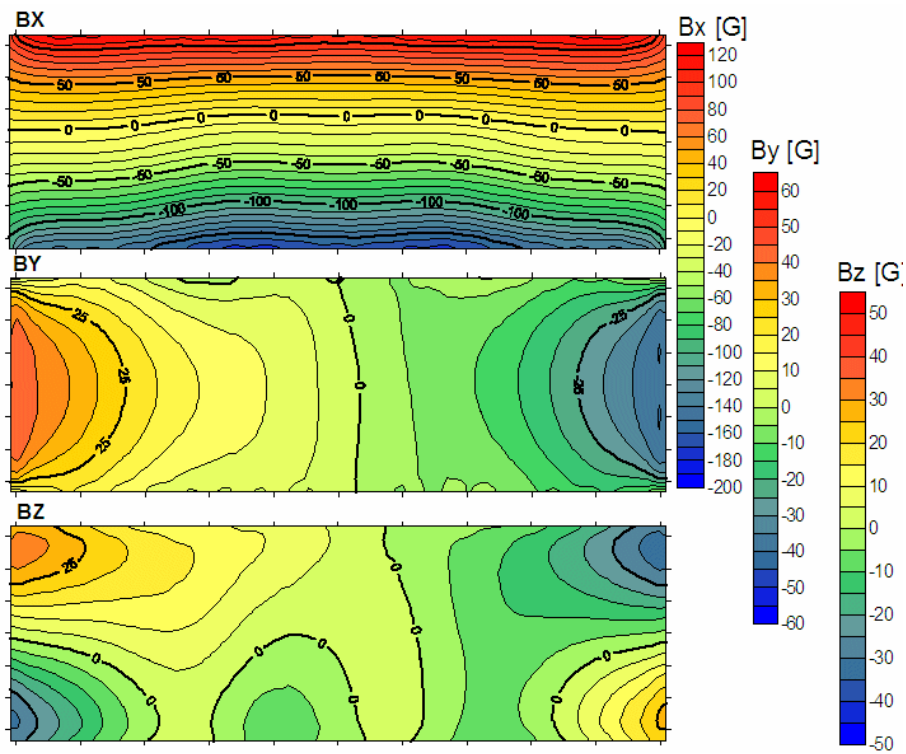


Figura 64: Distribuições das 3 componentes de \vec{B} para a situação J (casco detalhado e $f_{An} = 2,0$).

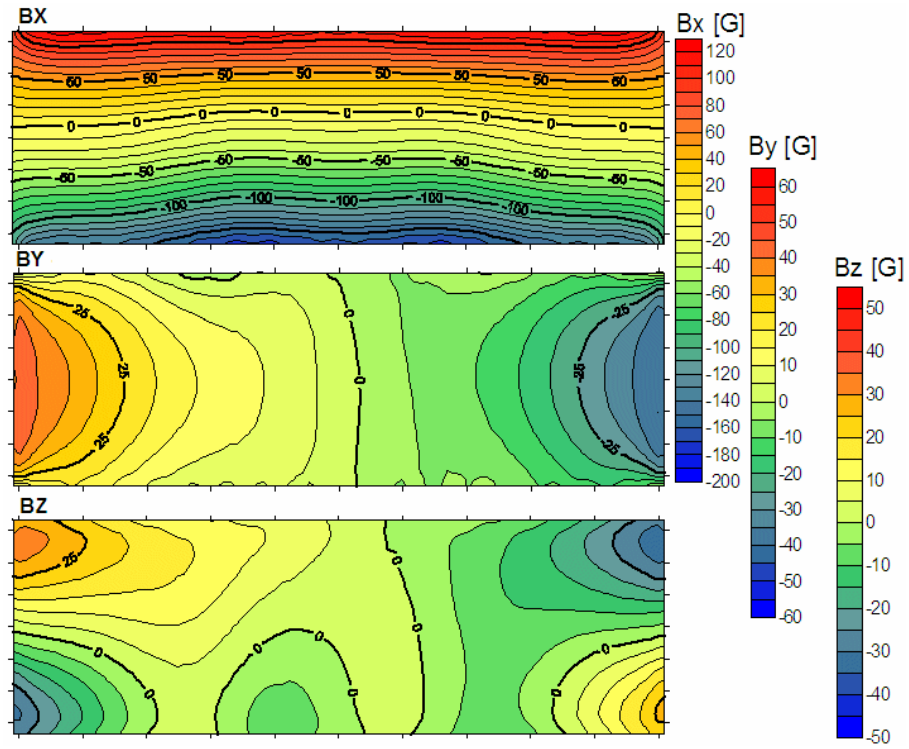


Figura 65: Distribuições das 3 componentes de \vec{B} para a situação L (casco detalhado e $f_{An} = 3,0$).

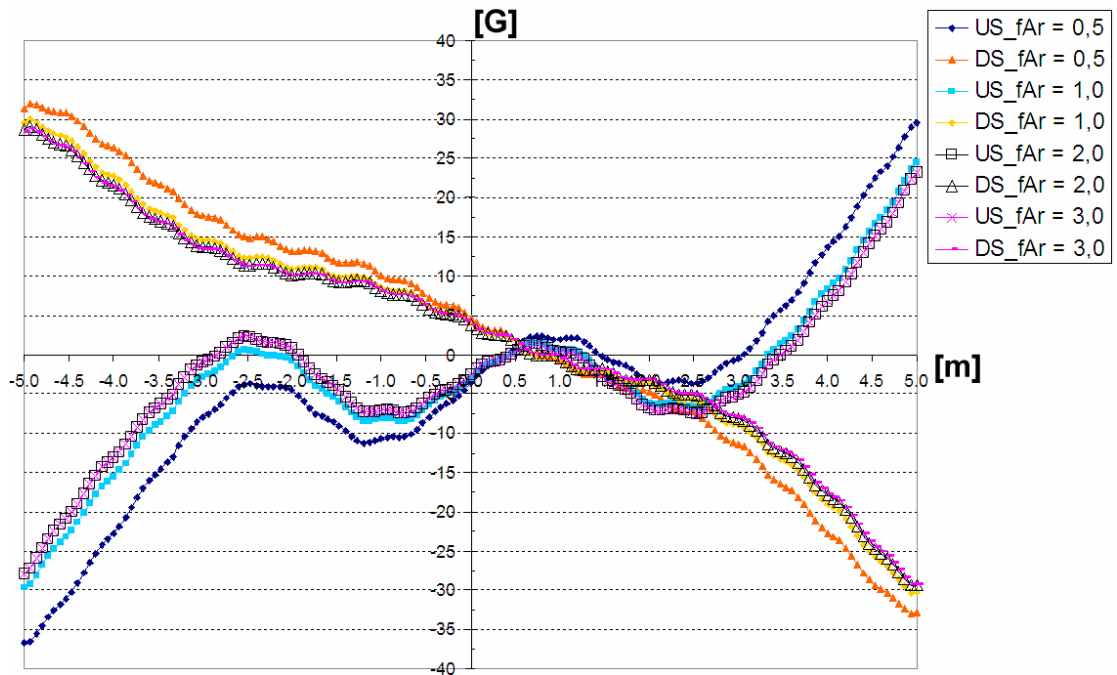


Figura 66: B_z para as Situações H ($f_{An} = 0,5$), I ($f_{An} = 1,0$), J ($f_{An} = 2,0$) e L ($f_{An} = 3,0$): dados adquiridos ao longo de linhas localizadas nos canais laterais de US e DS, no nível do metal.

Tabela 8 – Valor das integrais de B_X , B_Y e B_Z em um plano horizontal no meio do metal para as situações H ($f_{An} = 0,5$), I ($f_{An} = 1,0$), J ($f_{An} = 2,0$) e L ($f_{An} = 3,0$), [G.m²].

	Situação H	Situação I	Situação J	Situação L
$\iint B_X dx dy$	2167,9	2177,0	2172,6	2169,5
$\iint B_Y dx dy$	649,3	540,7	509,7	501,9
$\iint B_Z dx dy$	346,4	301,3	287,1	285,0

Tabela 9 – Razão dos valores das integrais de B_X , B_Y e B_Z de cada uma das situações H ($f_{An} = 0,5$), I ($f_{An} = 1,0$) e J ($f_{An} = 2,0$) com relação à Situação L ($f_{An} = 3,0$). Dados obtidos em um plano horizontal no meio do metal, [%].

	Situação H/L	Situação I/L	Situação J/L
$\iint B_X dx dy$	99,9	100,3	100,1
$\iint B_Y dx dy$	129,4	107,8	101,6
$\iint B_Z dx dy$	121,5	105,7	100,7

Tabela 10 – Tempo de Cálculo para as situações H ($f_{An} = 0,5$), I ($f_{An} = 1,0$), J ($f_{An} = 2,0$) e L ($f_{An} = 3,0$) [h].

	Situação H	Situação I	Situação J	Situação L
Tempo de Processamento	7:30	7:40	9:00	10:30

Nota-se que a distribuição da componente longitudinal B_X permanece praticamente inalterada para todas as situações: a máxima diferença observada em relação à Situação L ($f_{An} = 3,0$) é de $\pm 0,3\%$. Contudo, as componentes transversal B_Y e vertical B_Z são influenciadas de forma mais marcante pelo volume de ar modelado. Nota-se que $\nabla\Psi$ é superestimado para $f_{Ar} = 0,5$ e $f_{Ar} = 1,0$ – situações H e I, respectivamente; vide Figuras 62, 63 e 66, Tabela 8 e Tabela 9.

Todas as componentes de \vec{B} mostram-se praticamente inalteradas para $f_{Ar} = 2,0$ e $f_{Ar} = 3,0$ – situações J e L, respectivamente; vide Figuras 64, 65 e 66, Tabela 8 e Tabela 9. A diferença observada entre a energia associada a B_Y nas Situações J e L é 1,6% ao passo que a da componente B_Z é 0,7%. Assim, concluí-se que $\nabla\Psi$ está adequadamente calculado. Observa-se também que a utilização de $f_{An} = 2,0$ (Situação J)

representa uma economia de 14,3% no tempo de cálculo do campo magnético em relação à Situação L, onde $f_{An} = 3,0$.

Desta forma, define-se $f_{Ar} \geq 2,0$ como 1ª estimativa para o volume de ar a ser modelado quando da simulação eletromagnética de cubas via método dos elementos finitos. Naturalmente, cada problema a ser analisado pode requerer um f_{Ar} específico.

A Figura 67 mostra as 3 componentes de \vec{B} para a situação M, onde considera-se somente o contêiner interno do casco de aço e $f_{An} = 3,0$. As Tabela 11 e Tabela 12 apresentam, respectivamente, os valores de $\iint |B_x| dx dy$, $\iint |B_y| dx dy$ e $\iint |B_z| dx dy$ para a Situação M e a razão entre estes e os dados obtidos para a Situação L (casco detalhado e $f_{An} = 3,0$).

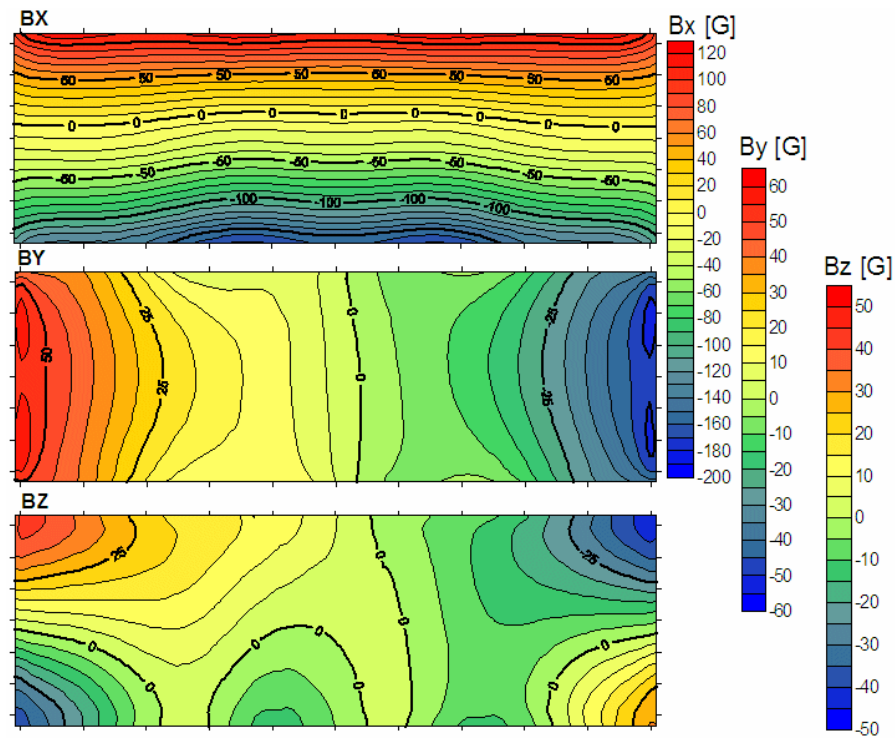


Figura 67: Distribuições das 3 componentes de \vec{B} para a situação M, onde considera-se somente o contêiner interno do casco de aço e $f_{An} = 3,0$.

Tabela 11 – Valor das integrais de B_x , B_y e B_z em um plano horizontal no meio do metal para as situação M (somente contêiner interno e $f_{An} = 3,0$), [G.m²].

	$\iint B_x dx dy$	$\iint B_y dx dy$	$\iint B_z dx dy$
Situação M	2096,4	728,4	354,0

Tabela 12 – Razão dos valores das integrais de B_x , B_y e B_z da situação M (somente contêiner interno e $f_{An} = 3,0$) com relação à situação L (casco detalhado e $f_{An} = 3,0$). Dados obtidos em um plano horizontal no meio do metal, [%].

	$\iint B_x dx dy$	$\iint B_y dx dy$	$\iint B_z dx dy$
Situação M/L	96,6	145,1	124,2

Nota-se que a componente longitudinal B_x é pouco influenciada pela ausência de um casco detalhado, uma vez que a diferença observada para $\iint |B_x| dx dy$ entre as Situações L e M é de 3,4% – vide Figura 65 e Figura 67, Tabela 8, Tabela 11 e Tabela 12. De forma diametralmente oposta, nota-se que a componente transversal B_y é severamente influenciada: a integral de área desta variável tem sua magnitude aumentada em 45,1% com relação à Situação L. Finalmente, integral de área da componente vertical B_z tem sua magnitude aumentada em 24,2% com relação à Situação L.

Isto se deve ao fato de que todos os berços e demais reforços estruturais – por serem feitos de material magnetizável, evidentemente – concentram as linhas de fluxo magnético. Nota-se que este fenômeno é especialmente observável no caso de B_y , pois as referidas estruturas de aço – cuja distribuição de \vec{B} é apresentada na Figura 68 – estão preferencialmente orientadas paralelamente à direção transversal. A Figura 69 abaixo compara os contêineres internos das situações L e M, onde nota-se que a magnitude de \vec{B} na presença de um casco detalhado é, conseqüentemente, menor.

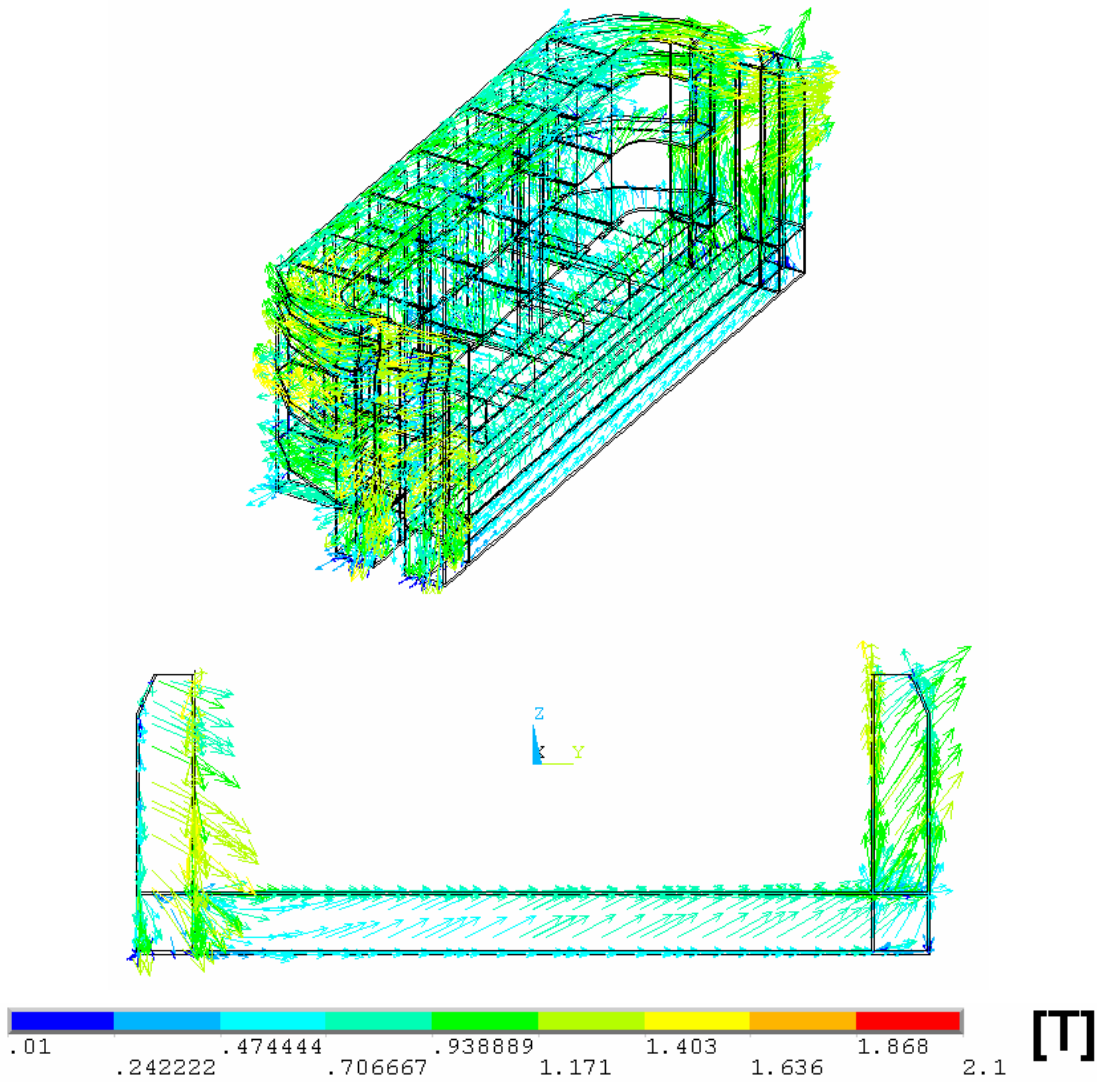


Figura 68: Distribuição de \vec{B} no material magnetizável próximo à cabeceira (DE) para a Situação L (casco detalhado e $f_{An} = 3,0$): perspectiva dos berços e demais reforços estruturais (acima) e vista lateral de um dos berços (abaixo).

Assim, conclui-se que é necessária a inclusão de um casco detalhado para uma adequada representação de \vec{B} , o que concorda com a literatura [7, 10].

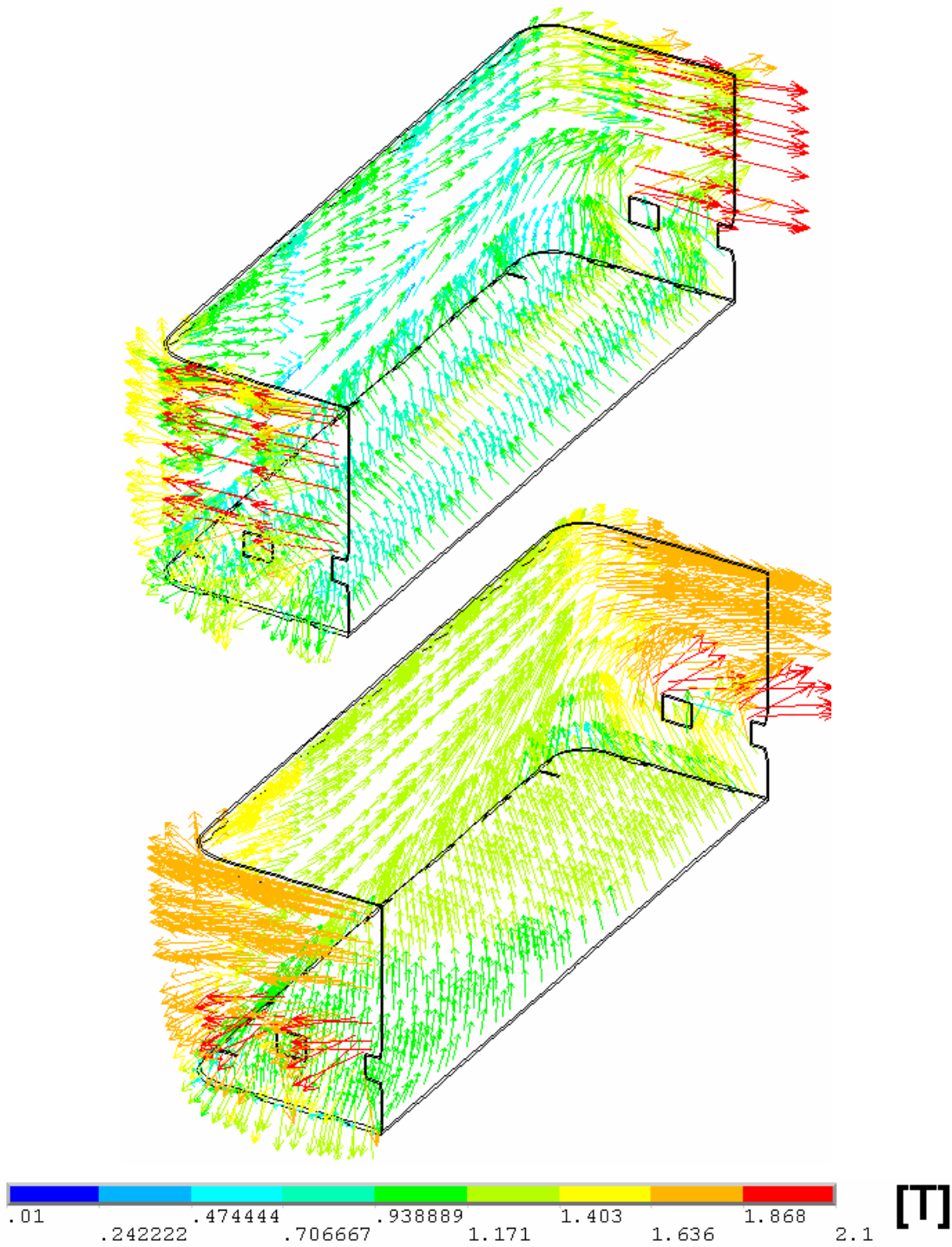


Figura 69: Distribuição de \vec{B} nas regiões dos contêineres internos próximas à cabeceira (*DE*) para a situação L (casco detalhado e $f_{An} = 3,0$, acima) e para a situação M (somente contêiner interno e $f_{An} = 3,0$, abaixo).

4.2.2. Resultados Magnéticos Obtidos para a Influência do *Bias* na Distribuição de B_z

A Figura 70 mostra as 3 componentes de \vec{B} para a situação N, onde utilizou-se o barramento simétrico não-compensado da Figura 48, casco detalhado e $f_{An} = 3,0$.

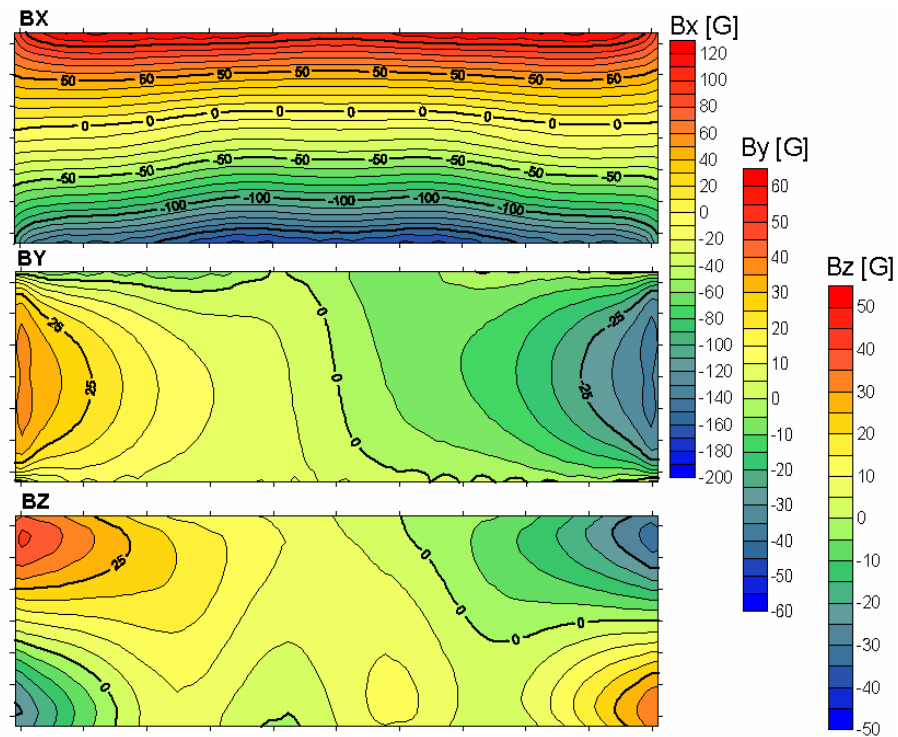


Figura 70: Distribuições das 3 componentes de \vec{B} para a situação N (barramento simétrico não-compensado, casco detalhado e $f_{An} = 3,0$).

Nota-se que o *bias* ($\Delta B_Z = 8$ G) favorece as regiões de B_Z positivo em detrimento das de valores negativos. Ao se avaliar $\iint |B_Z| dx dy$ – vide Tabela 13 – concluí-se que, a energia associada à situação N é superior àquela da situação L (barramento compensado). No caso específico deste trabalho, obteve-se um aumento de 27% em $\iint |B_Z| dx dy$.

Tabela 13 – Influência de ΔB_Z em $\iint |B_Z| dx dy$ para as situações L (barramento compensado via distribuição assimétrica de corrente) e N (barramento simétrico não-compensado), [G.m²].

	$\iint B_Z dx dy @ B_Z < 0$	$\iint B_Z dx dy @ B_Z > 0$	$\iint B_Z dx dy$
Situação L	137,7	147,3	285,0
Situação N	75,8	286,1	361,9

As Figura 71 e Figura 72 mostram as componentes horizontais F_X e F_Y das Forças de Lorentz para as situações L e N, respectivamente.

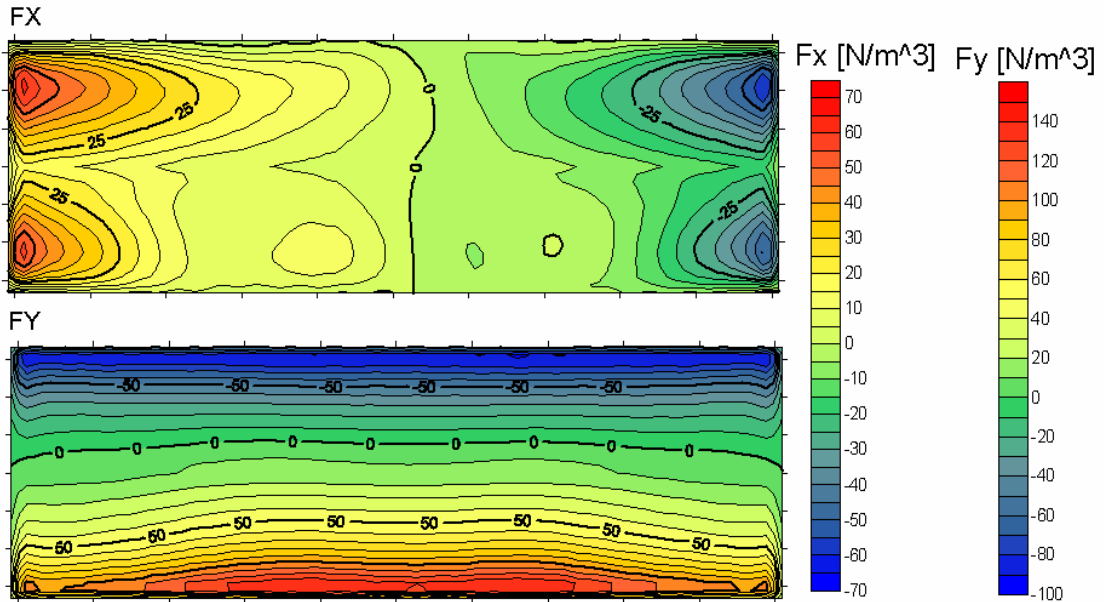


Figura 71: Distribuições das componentes horizontais F_X e F_Y das Forças de Lorentz para a situação L (barramento compensado via distribuição assimétrica de corrente, casco detalhado e $f_{An} = 3,0$).

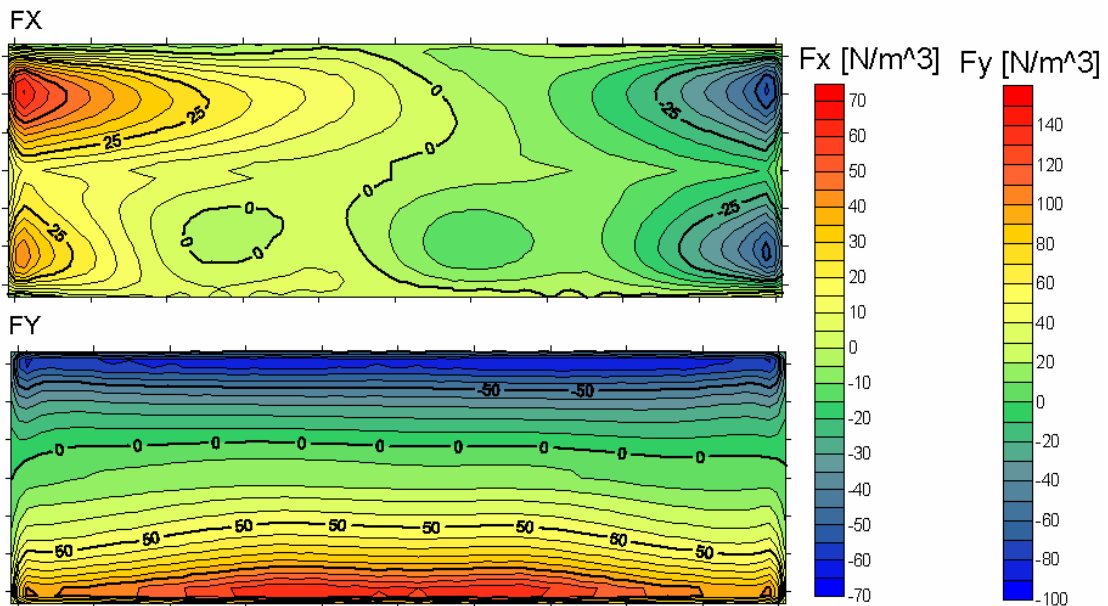


Figura 72: Distribuições das componentes horizontais F_X e F_Y das Forças de Lorentz para a situação N (barramento simétrico não compensado, casco detalhado, $f_{An} = 3,0$).

O *bias* faz com que a cuba não-compensada perca o aspecto simétrico da distribuição da componente longitudinal F_x , observado no caso da Figura 71. No caso da cuba sem compensação (Figura 72), os quadrantes *USTE* e *DSDE* são favorecidos em detrimento dos demais devido à influência de ΔB_z na parcela $J_y \cdot B_z$ de F_x . Estes resultados estão de acordo com a literatura [3, 15].

4.3. Testes Industriais

A tecnologia ensaiada foi modelada com casco detalhado, $f_{An} = 2,0$ e distribuição uniforme de r_{Cont} para todos os conjuntos de barras coletoras e blocos catódicos; assumiu-se que os blocos catódicos não possuem falhas.

A Figura 73 mostra um corte longitudinal na malha de elementos finitos utilizada nos cálculos, composta de 1075573 elementos e 432240 nós.

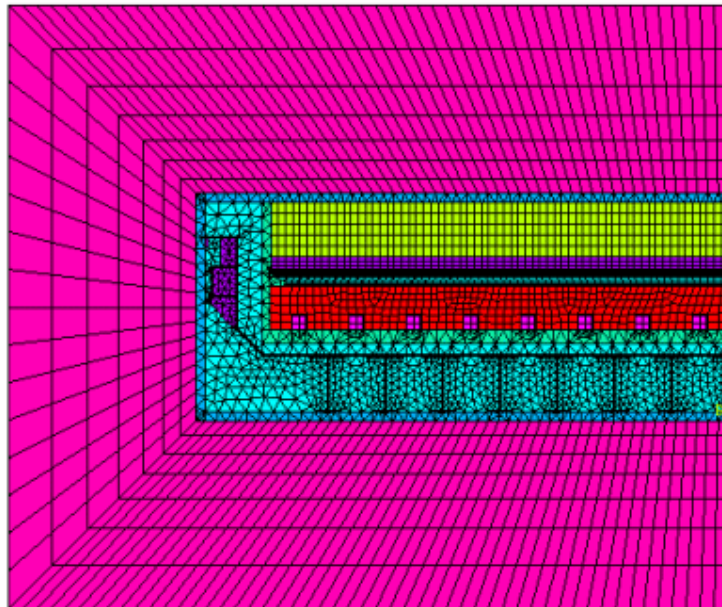


Figura 73: Corte longitudinal na malha de elementos finitos utilizada para os cálculos da cuba ensaiada.

A Figura 74 mostra as 3 componentes de \vec{B} calculadas para a tecnologia ensaiada na situação de projeto, *i.e.*, corrente uniforme em todos os ânodos.

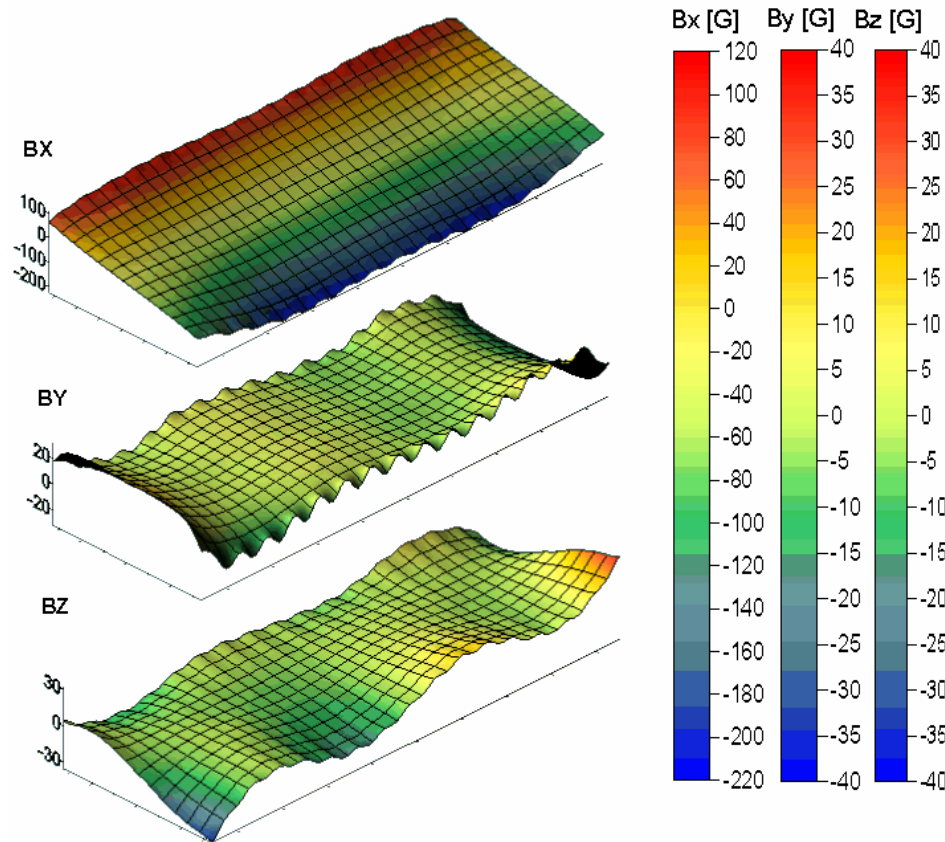


Figura 74: Distribuições das 3 componentes de \vec{B} para a tecnologia ensaiada, calculadas na situação de projeto.

Os dados experimentais adquiridos serão apresentados sempre na forma de gráficos, sendo comparados aos resultados numéricos obtidos nos canais laterais de US e DS no nível do metal para as 3 componentes B_x , B_y e B_z . O erro assumido em cada ponto de medida é $\epsilon = \pm 5$ G (que corresponde a um erro máximo de posicionamento de $1,5^\circ$ do sensor magnético em relação ao sistema de coordenadas global da cuba, considerando-se um campo magnético de intensidade $|\vec{B}| = 200 \text{ G}^{12}$).

¹² O erro associado ao posicionamento do sensor é $\pm 200 \cdot \text{sen}(1,5^\circ) \approx \pm 5,23$ G. A incerteza do gaussímetro é $< \pm 1$ G; assim, segundo a Equação de Kline e McClintock, $\epsilon = \pm ((5,23)^2 + (1)^2)^{1/2} \text{ G} \approx \pm 5,32$ G.

4.3.1. Comparação entre Resultados Numéricos Obtidos para a Situação de Projeto e Medições de \bar{B}

Serão apresentadas as comparações entre os resultados numéricos calculados para a situação de projeto e os dados medidos para cada uma das cubas ensaiadas. Os dados são adquiridos ao longo de linhas nos canais laterais da cuba, paralelas à direção longitudinal X (vide Figura 52).

4.3.1.1. Cuba I

As Figura 75 a Figura 77 apresentam os resultados obtidos para a cuba I.

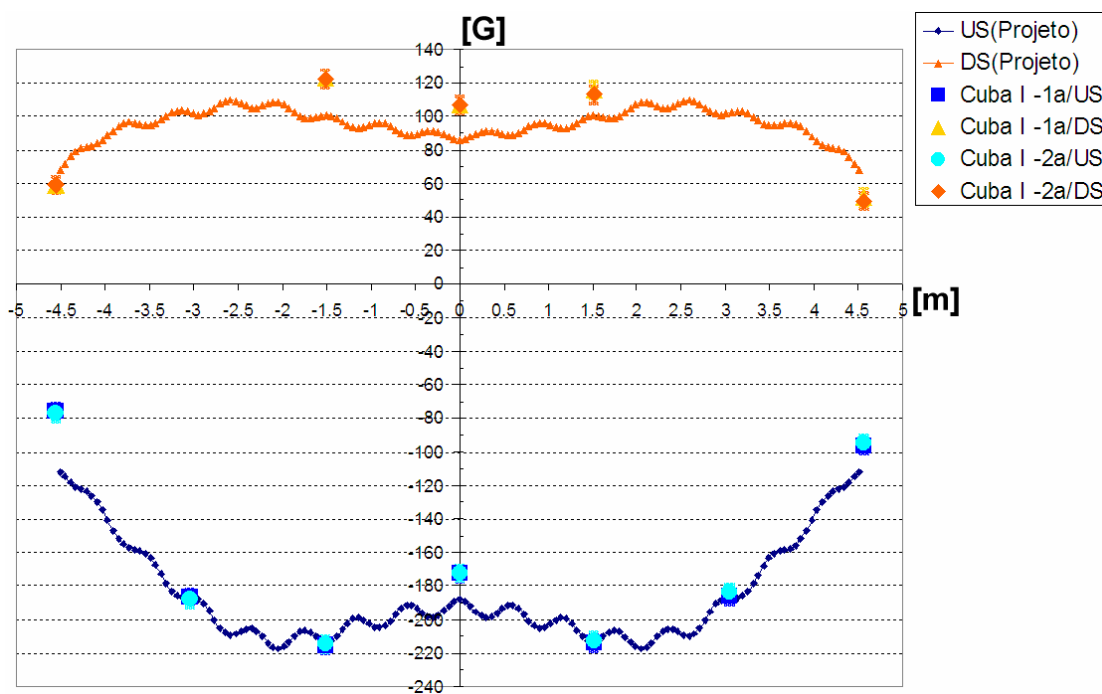


Figura 75: B_x medido para a Cuba I e calculado para a situação de projeto: dados adquiridos ao longo de linhas localizadas nos canais laterais de *US* e *DS*, no nível do metal.

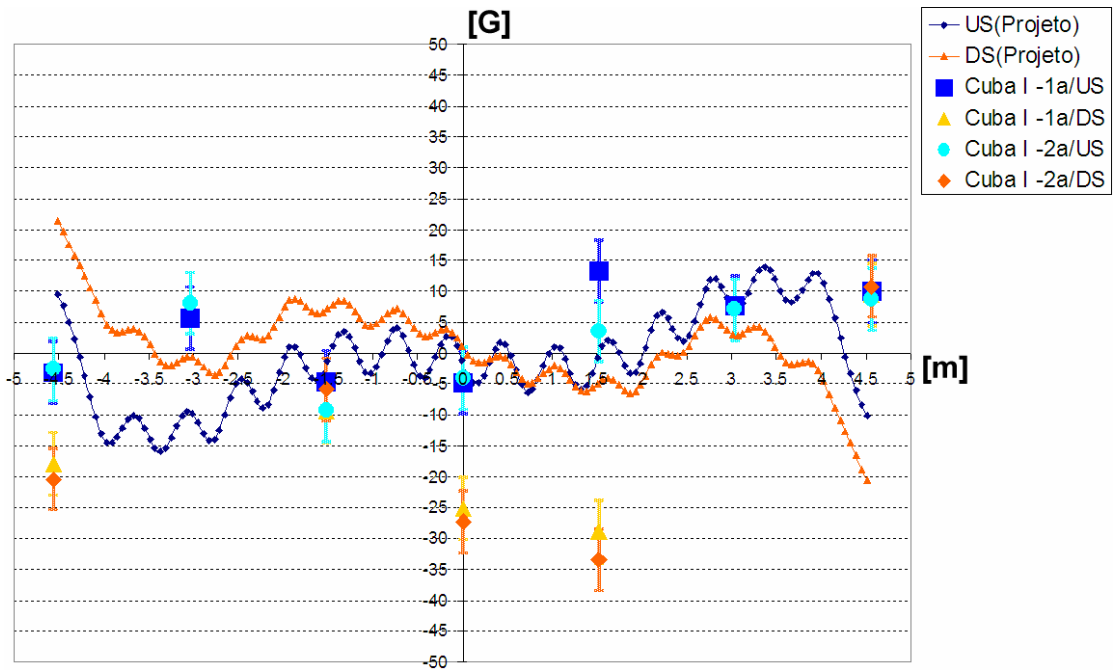


Figura 76: B_y medido para a Cuba I e calculado para a situação de projeto: dados adquiridos ao longo de linhas localizadas nos canais laterais de *US* e *DS*, no nível do metal.

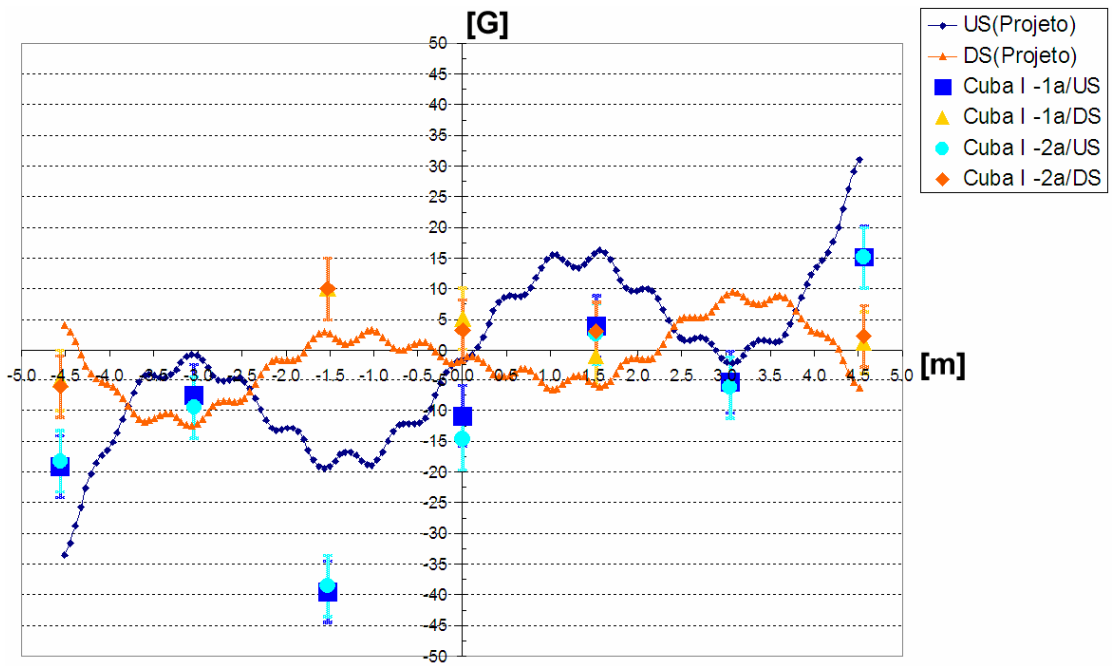


Figura 77: B_z medido para a Cuba I e calculado para a situação de projeto: dados adquiridos ao longo de linhas localizadas nos canais laterais de *US* e *DS*, no nível do metal.

4.3.1.2. Cuba I I

As Figura 78 a Figura 80 apresentam os resultados obtidos para a cuba II.

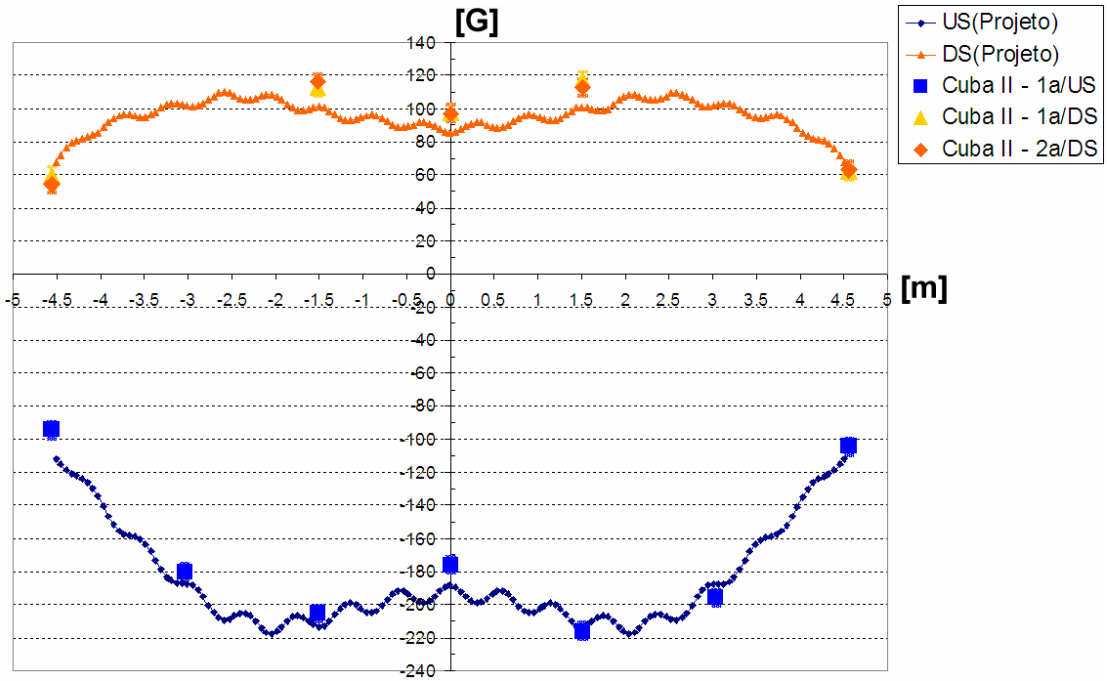


Figura 78: B_x medido para a Cuba II e calculado para a situação de projeto: dados adquiridos ao longo de linhas localizadas nos canais laterais de *US* e *DS*, no nível do metal.

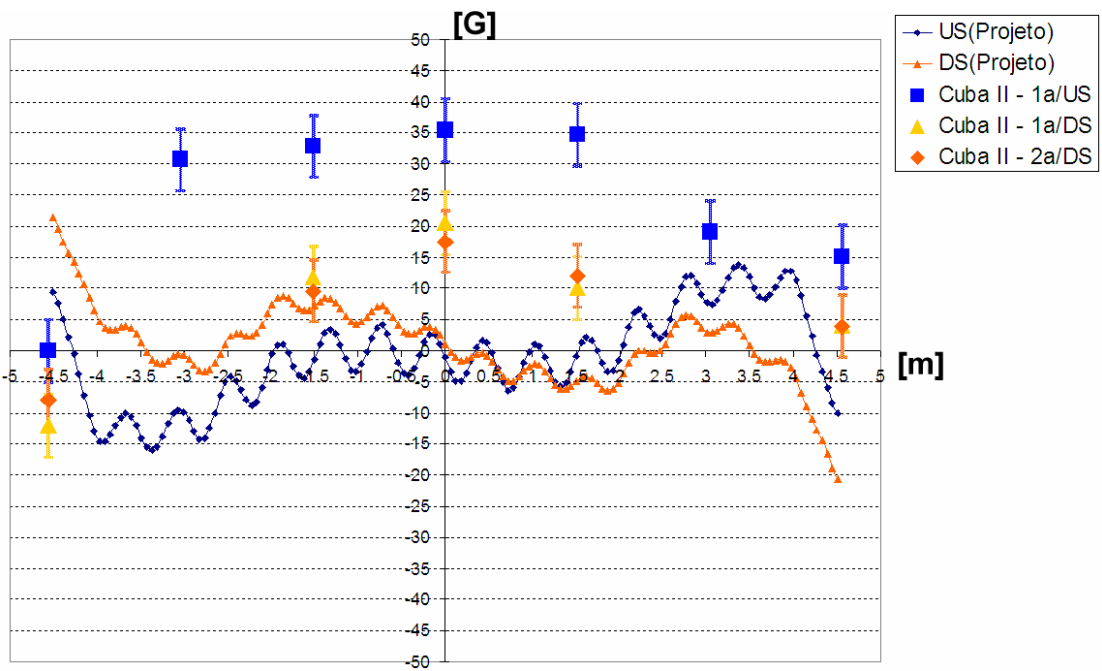


Figura 79: B_y medido para a Cuba II e calculado para a situação de projeto: dados adquiridos ao longo de linhas localizadas nos canais laterais de *US* e *DS*, no nível do metal.

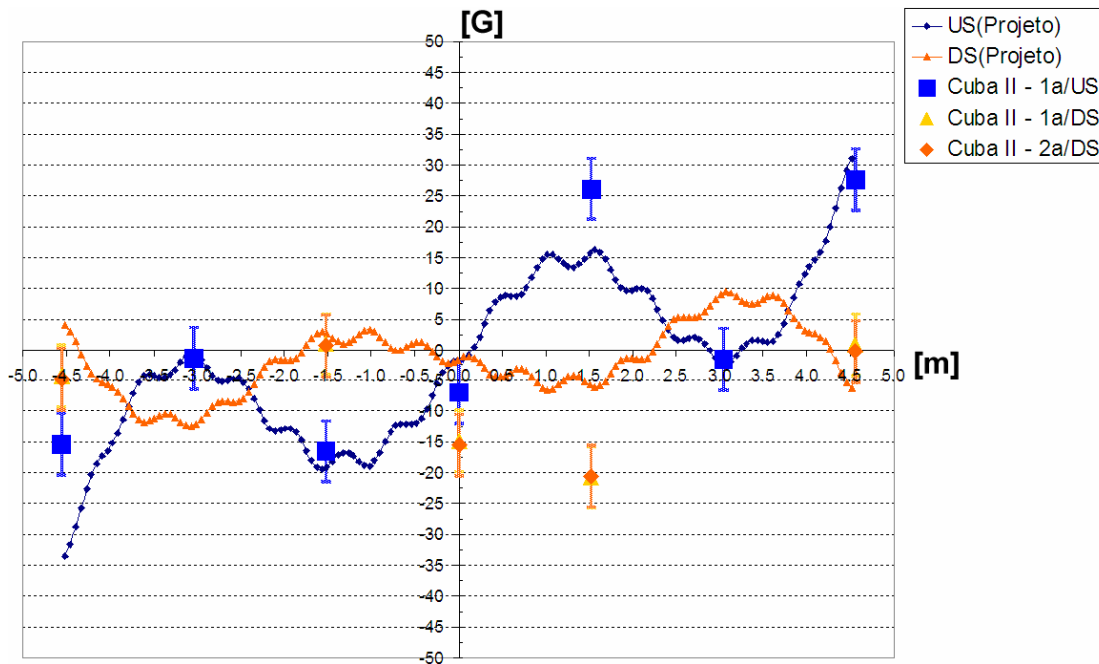


Figura 80: B_z medido para a Cuba II e calculado para a situação de projeto: dados adquiridos ao longo de linhas localizadas nos canais laterais de *US* e *DS*, no nível do metal.

4.3.1.3. Discussão dos Resultados

Em ambas as situações, a maioria dos dados numéricos obtidos para a componente longitudinal B_x representa adequadamente os valores medidos – tanto qualitativa como quantitativamente. As diferenças observadas entre magnitudes dos pontos medidos e calculados – especialmente nos pontos próximos às cabeceiras – são creditadas às simplificações do modelo de magnetização, onde os efeitos de histerese (histórico do casco) são desconsiderados e a curva B-H do aço SAE 1020 à temperatura ambiente é utilizada. A maior diferença observada é de 27,3%, no ponto localizado em $X = -4,5$ m no *US* da Cuba I.

As componentes transversal B_y e longitudinal B_z , contudo, não apresentam plena concordância entre os resultados numéricos e experimentais.

4.3.2. Comparação entre Resultados Numéricos Obtidos para a Situação de Correntes Estimadas nas Hastes em Função do Tempo em Serviço dos Ânodos e Medições de \bar{B}

Serão apresentadas as comparações entre os resultados numéricos calculados com a corrente estimada para as hastes a partir do tempo em serviço de cada ânodo e os dados medidos para cada uma das cubas ensaiadas.

4.3.2.1. Cuba I

As Figura 81 a Figura 83 apresentam os resultados obtidos para a cuba I.

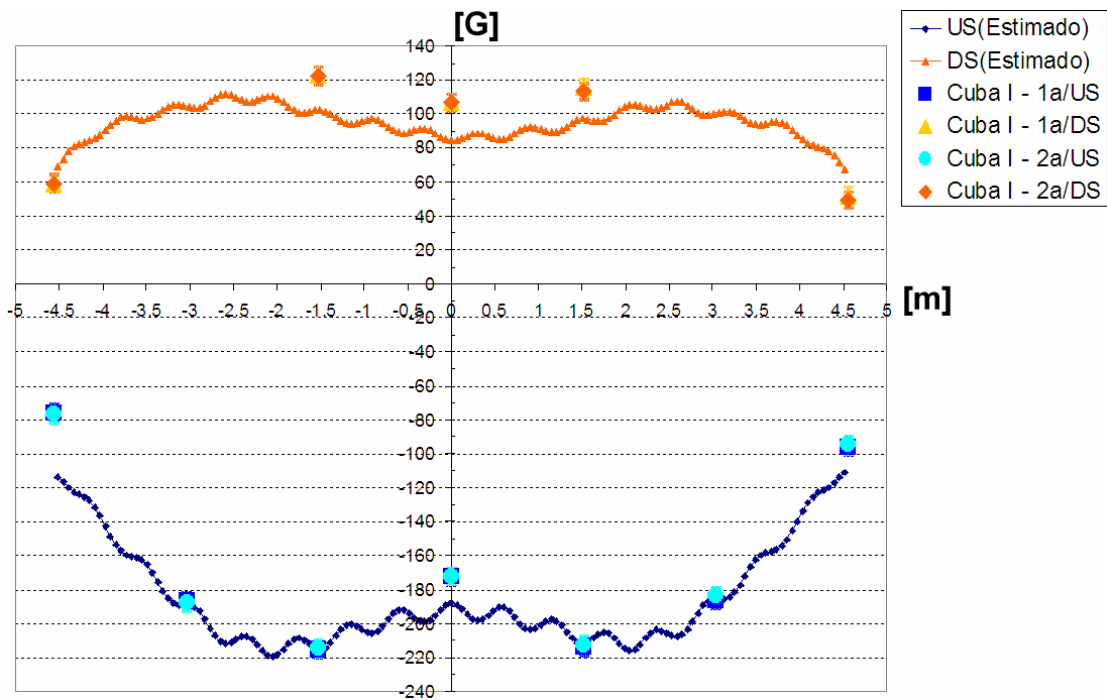


Figura 81: B_x medido para a Cuba I e calculado para a distribuição de corrente estimada nos ânodos: dados adquiridos ao longo de linhas localizadas nos canais laterais de *US* e *DS*, no nível do metal.

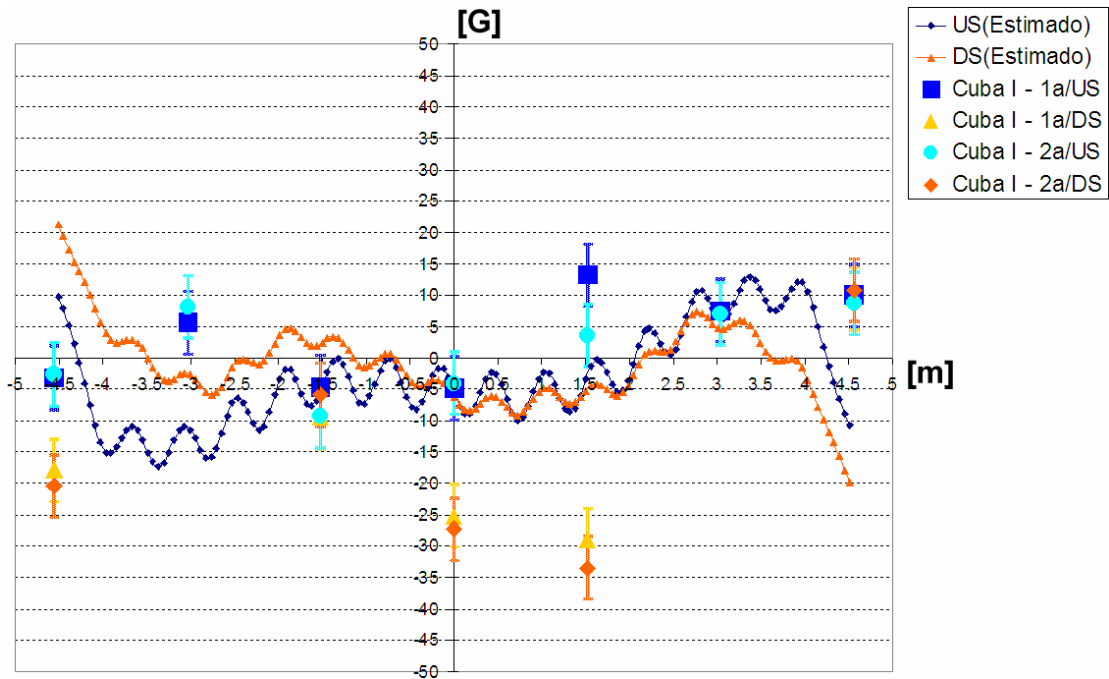


Figura 82: B_y medido para a Cuba I e calculado para a distribuição de corrente estimada nos ânodos: dados adquiridos ao longo de linhas localizadas nos canais laterais de *US* e *DS*, no nível do metal.

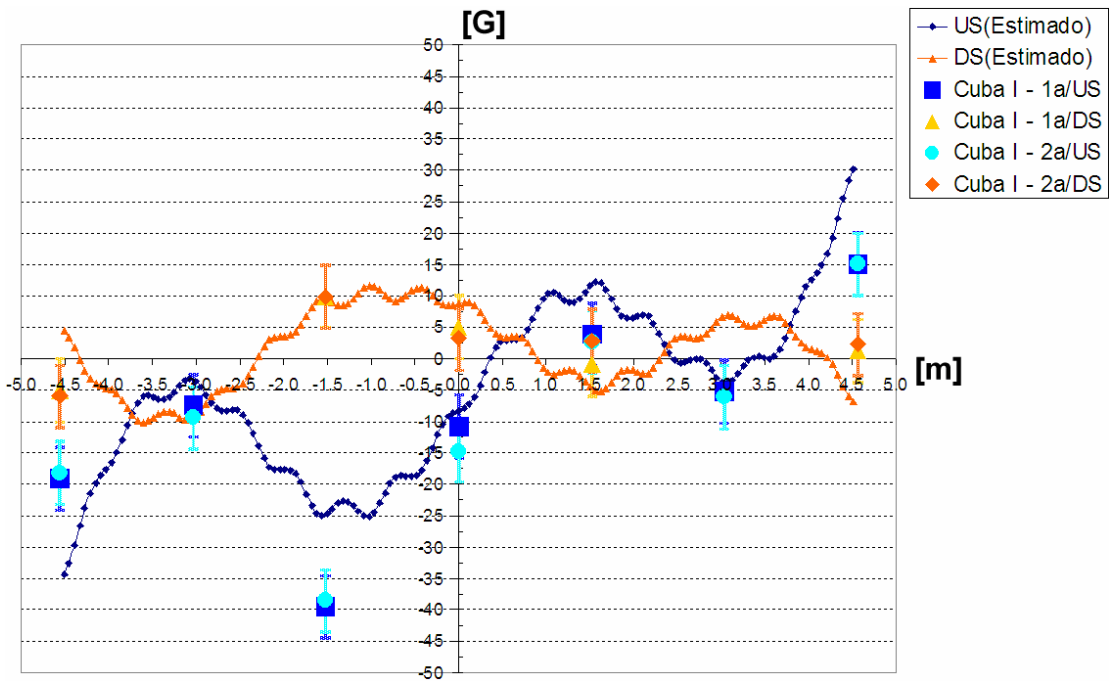


Figura 83: B_z medido para a Cuba I e calculado para a distribuição de corrente estimada nos ânodos: dados adquiridos ao longo de linhas localizadas nos canais laterais de *US* e *DS*, no nível do metal.

4.3.2.2. Cuba I I

As Figura 84 a Figura 86 apresentam os resultados obtidos para a cuba II.

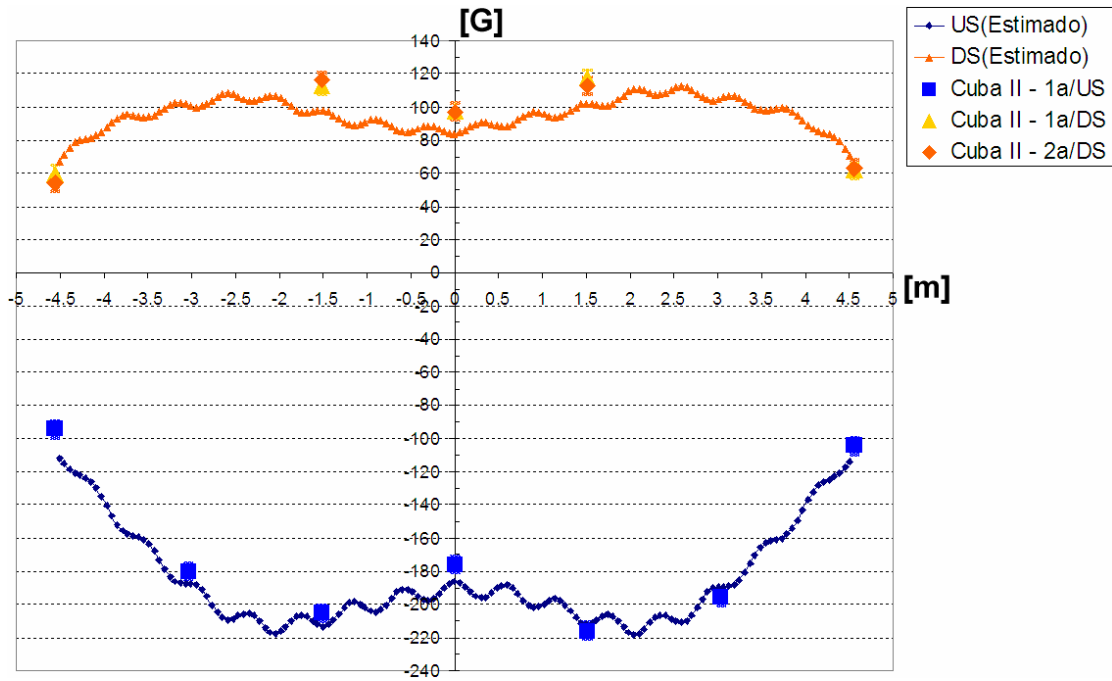


Figura 84: B_x medido para a Cuba II e calculado para a distribuição de corrente estimada nos ânodos: dados adquiridos ao longo de linhas localizadas nos canais laterais de *US* e *DS*, no nível do metal.

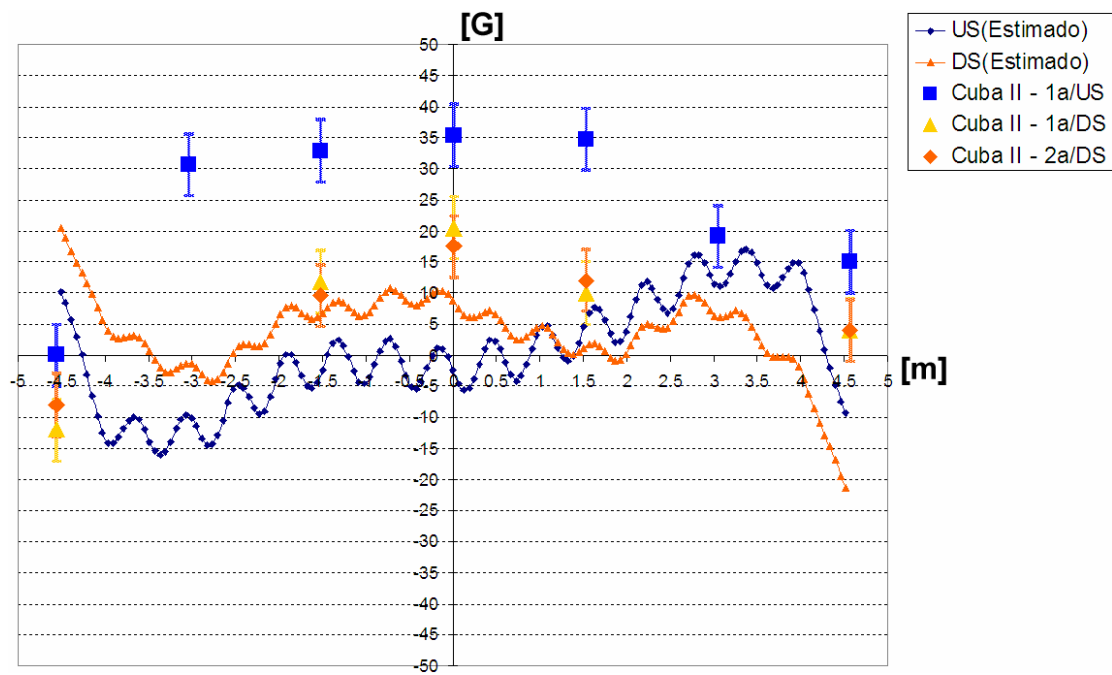


Figura 85: B_y medido para a Cuba II e calculado para a distribuição de corrente estimada nos ânodos: dados adquiridos ao longo de linhas localizadas nos canais laterais de *US* e *DS*, no nível do metal.

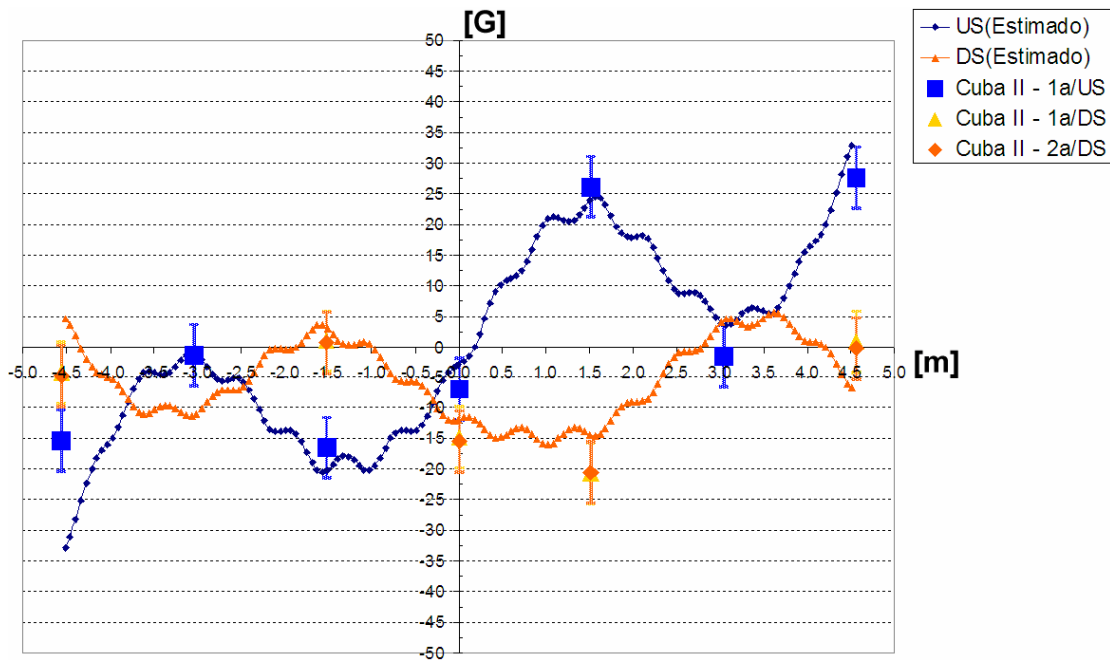


Figura 86: B_Z medido para a Cuba II e calculado para a distribuição de corrente estimada nos ânodos: dados adquiridos ao longo de linhas localizadas nos canais laterais de *US* e *DS*, no nível do metal.

4.3.2.3. Discussão dos Resultados

Novamente, os valores obtidos para B_X guardam boa correlação entre dados numéricos e medidos, em ambas as situações. Com a utilização da corrente estimada nos ânodos, a maioria dos dados numéricos para a componente vertical B_Z passa a também a concordar com os resultados experimentais (observando-se, naturalmente, o erro de medição), o que concorda com a literatura [12]. A maior diferença observada é de 60%, no ponto localizado em $X = -1,5$ m no *US* da Cuba I (vide Figura 82).

A componente transversal B_Y , por sua vez, continua não apresentando boa correlação entre os ensaios e cálculos. Enumeram-se a seguir algumas possíveis causas para as discrepâncias:

- não foi possível calcular o modelo utilizando-se a corrente nos ânodos e barras coletoras medida diretamente pela indisponibilidade de um sensor tipo Bobina de Rogowski. Assim, eventos corriqueiros como trincas e/ou falhas no conjunto catódico e cargas distintas daquelas previstas pelo comportamento médio dos ânodos em função do seu tempo em serviço podem ter sido negligenciados. Estes

fenômenos que podem alterar a distribuição de corrente tanto interna como a dos barramentos elétricos;

- o modelo não leva em consideração o balanço térmico; assim, não é possível prever a posição e o perfil do *ledge* da cuba com precisão. Se eventualmente o metal entrar em contato com materiais condutores elétricos do revestimento (supostamente isolados do sistema pelo *ledge* e por isto não modelados), a corrente elétrica interna pode assumir distribuições distintas daquelas previstas pelo modelo desenvolvido. Para se avaliar este tipo de situação, se faria necessário o acoplamento de diversos modelos, a saber: modelo termo-elétrico completo de cuba e barramentos (balanço térmico); modelo eletromagnético (princípio motriz do escoamento), modelo hidrodinâmico (perfil do *heave*) e um modelo de convecção de ar ao redor da cuba;
- por ser a componente de menor magnitude, seria a mais susceptível a estas influências.

Ao ensaiar outra tecnologia cujo B_Y de projeto era igualmente diminuto, Ziegler e Kozarek [12] também não obtiveram sucesso na tentativa de correlacionar os dados medidos durante a campanha de medições para a componente transversal com os cálculos realizados. Ressalta-se, contudo, que os valores das médias históricas apresentadas pelos pesquisadores, obtidas ao longo de anos de monitoramento, aproximam-se das distribuições previstas pela situação de projeto. Além disto, a experiência do autor deste trabalho em cubas *side-by-side* (*side risers* e *end risers*) mostra que fornos com distribuições de B_Y mais intensas conduzem a melhor concordância entre resultados experimentais e numéricos para a componente transversal.

Finalmente, concluí-se que o modelo desenvolvido está validado experimentalmente, uma vez que contempla a grande maioria dos aspectos relevantes na simulação eletromagnética de uma cuba eletrolítica, ponto de partida na análise dos fenômenos de MHD na produção de alumínio.

Concluí-se também que o campo magnético de projeto, por representar a situação média de operação, pode ser usado para estudar a resposta de um determinado forno em novas condições de operação; estudar o impacto de diferentes conjuntos catódicos (diferentes tipos de blocos catódicos e barras coletoras); além de comparar diferentes conceitos de barramentos – útil tanto em situações de *retrofit* quanto de novos *designs*. Ao ser utilizado em conjunto com modelos hidrodinâmicos permanentes pode-

se avaliar o comportamento médio do escoamento do metal [7] e até mesmo a influência das diferentes geometrias de *slots* e dos canais entre ânodos no escoamento do banho. Ao utilizar-se o modelo magnético desenvolvido em conjunto com um modelo de instabilidade, pode-se avaliar a influência de diversas variáveis na oscilação da interface banho-metal, tais como: altura do metal, ACD, posição do *legde*, além de diferentes projetos de barramentos ou esquemas de compensação magnética. Pode-se ainda verificar o impacto de diferentes seqüências de troca de ânodos na instabilidade magnética de cubas.

5. Conclusões

A partir dos resultados obtidos neste trabalho, pode-se concluir que:

- foi desenvolvido um modelo eletromagnético de cubas de alumínio utilizando os pacotes comerciais de elementos finitos ANSYS 9.0 e ALGOR 12.28, o qual foi validado experimentalmente em fornos reais.
- a inclusão da resistência de contato entre blocos catódicos e barras coletoras exerce um papel primordial na distribuição de \vec{J} nas fases líquidas. No caso específico deste trabalho, considerando-se a abordagem anisotrópica com $r_{Cont} = 12,70 \mu\Omega.m^2$ e $f_{Cont} = 10$, observou-se uma redução em $|J_{XY}|_{Max}$ de aproximadamente 50,5% em relação à situação hipotética em que não há resistência de contato). $\Delta\Phi_{CAT}$, por sua vez, foi aumentada em aproximadamente 45,7%;
- deve-se utilizar uma abordagem anisotrópica para representar r_{Cont} . No caso específico deste trabalho, ao representar-se r_{Cont} como um material isotrópico, observou-se um aumento em torno de 18,3% em $|J_{XY}|_{Max}$ com relação à abordagem anisotrópica;
- do ponto de vista estrito do MHD, é indiferente a maneira como a resistência de contato é distribuída nas interfaces de contato ao utilizar-se a abordagem anisotrópica. No caso específico deste trabalho, observou-se uma diferença de somente 1,8% ao considerarem-se duas distribuições distintas, quais sejam, $f_{Cont} = 1$ e $f_{Cont} = 10$;
- a orientação dos vetores \vec{J} nas fases líquidas depende da posição do *ledge* e sua magnitude é feita mínima para um determinado projeto de barramentos e nível de metal quando o pé do *ledge* encontra-se sob a sombra do ânodo;
- a intensidade da distribuição da densidade de corrente depende inversamente da altura do nível de metal. No caso específico deste trabalho, observou-se um aumento de 86,9% em $|J_{XY}|_{Max}$ para uma redução de 50% no nível de metal de uma cuba;
- o volume de ar modelado ao redor do casco têm influência em $\nabla\Psi$ e, conseqüentemente, na distribuição calculada de \vec{B} . Define-se a utilização $f_{Ar} \geq 2,0$ na equação $L_{Ar} = \sqrt{3}(f_{An} \cdot L_{An})$ como 1ª estimativa da distância mínima dos vértices extremos do domínio medida a partir do casco de aço, onde o comprimento do ânodo é assumido como dimensão característica de uma cuba de ânodos pré-

cozidos. No caso específico deste trabalho, ao assumir-se $f_{Ar} = 2,0$, observaram-se diferenças de 0,1% em $\iint |B_x| dx dy$, 1,6% em $\iint |B_y| dx dy$ e 0,7% em $\iint |B_z| dx dy$, além de uma economia de 14,3% no tempo de cálculo com relação aos dados obtidos para $f_{Ar} = 3,0$;

- a inclusão dos berços e demais reforços estruturais têm influencia primordial para a representação de \vec{B} . No caso específico deste trabalho, ao calcular-se uma cuba que possui somente o contêiner interno de aço (sem berços ou demais reforços estruturais), observaram-se diferenças de 3,4% em $\iint |B_x| dx dy$, 45,1% em $\iint |B_y| dx dy$ e 24,2% em $\iint |B_z| dx dy$ com relação aos dados obtidos com um casco detalhado;
- ao compararem-se 2 cubas *side-by-side* com *side risers*, uma com barramento simétrico não-compensado ($\Delta B_z = 8$ G) e outra compensada via distribuição assimétrica de corrente, observou-se um aumento de 27% em $\iint |B_z| dx dy$.

6. Sugestões Para Próximos Trabalhos

Para a realização de próximos trabalhos vinculados à produção primária de alumínio, sugerem-se:

- desenvolvimento de um modelo hidrodinâmico permanente para o metal e o banho;
- desenvolvimento de um modelo de instabilidade da interface banho-metal;
- desenvolvimento de um modelo termo-elétrico completo da cuba e dos barramentos;
- desenvolvimento de um modelo de convecção de ar ao redor da cuba;
- acoplar as análises eletromagnética, hidrodinâmica, convecção de ar e termo-elétrica.

7. Referências Bibliográficas

1. GRJOTHEIM, K.; WELCH, B. J. **Aluminium Smelter Technology** 2nd. Edition, Düsseldorf: Editora Aluminium-Verlag, 1988.
2. AI, D. K. The Hydrodynamics of the Hall-Héroult Cell. In: The TMS Annual Meeting, 1985. **Light Metals (1985)**, p. 593-607.
3. BLANC J. M. Application of Computer Calculations to Improve Electromagnetic Behaviour of Pots. In: The TMS Annual Meeting, 1980. **Light Metals (1980)**, p. 285-295.
4. POTOČNIK, V. Principles of MHD Design Of Aluminum Electrolysis Cells. In: The TMS Annual Meeting, 1991. **Light Metals (1991)**, p. 99-105
5. DAVIDSON, P. A.; LINDSAY, R. I. Stability of Interfacial Waves in Aluminium Reduction Cells. **Journal of Fluid Mechanics**, n 362 (1998), p. 273-295.
6. da MOTA, G. E.; BLASQUES, J. E. M. Process Improvements to Raise the Line Current at ALBRAS. In: The TMS Annual Meeting, 2004. **Light Metals (2004)**, p. 185-190.
7. SEVERO, D. S. et al. Modeling Magnetohydrodynamics Of Aluminum Electrolysis Cells With ANSYS And CFX. In: The TMS Annual Meeting, 2005. **Light Metals (2005)**.
8. ANSYS Theory Reference, Capítulo 5 - Electromagnetics.
9. DUPUIS, M.; TABSH, I. Thermo-Electric-Magnetic Modelling of a Hall-Heróult Cell. In: ANSYS Magnetic Symposim,1994. **Proceeding of the ANSYS Magnetic Symposim (1994)**, p. 9.3-9.13.
10. SEGATZ, M.; D. VOGELSANG, D., Effect of Steel Parts on Manetic Fields in Aluminum Reduction Cells. In: The TMS Annual Meeting, 1991. **Light Metals (1991)**, p. 393-398.
11. GUOHA, L.; DEXIANG, L. A New Method for Calculation of Magnetic Field in Aluminium Reduction Cell. In: The TMS Annual Meeting, 1995. **Light Metals (1995)**, p. 301-303.
12. ZIEGLER, D. P.; KOZAREK, R. L. Hall-Héroult Cell Magnetics Measurements and Comparison with Calculations. In: The TMS Annual Meeting, 1991. **Light Metals (1991)**, p. 381-391.

13. KJAR, A.; KENNIRY, J. T.; SEVERO, D. S. Evolution of Busbar Design for Aluminium Reduction Cells. In: 8th Australasian Aluminium Smelting Technology Conference, 3rd – 8th October 2004, Yeppoon. **Procedures of the 8th Australasian Aluminium Smelting Technology Conference.**
14. POTOČNIK, V; EVANS, J. W. Evolution of Busbar Design in Hall-Heróult Cells and its Impact in the Process. In: 25th Annual Conference of Metallurgists (1986), Toronto. **Procedures of the 25th Annual Conference of Metallurgists.**
15. HUGLEN, H. Magnetic Compensation of Alumina Reduction Cells. In: The 13th International Course on Process Metallurgy of Aluminium (1994), Trondheim. **Procedures of the 13th International Course on Process Metallurgy of Aluminium.**
16. POTOČNIK, V. A-275 MHD Design. In: The TMS Annual Meeting, 1987. **Light Metals (1987).** pp. 203-208.
17. KENT, J. H. A Study of Magnetic Screens and the Effect of Pot Room Structure on Current Efficiency. In: The TMS Annual Meeting, 1989. **Light Metals (1989),** p. 215-218.
18. DEGAN, G. Use of Iron for Correcting Local Disturbances of Magnetic Fields in the Electrolytic Pots. In: The TMS Annual Meeting, 1986. **Light Metals (1986),** p. 551-554.
19. LaCAMERA, A. F.; ZIEGLER, D. P.; KOZAREK, R. L. Magneto hydrodynamics in the Hall-Heroult Process, an Overview. In: The TMS Annual Meeting, 1991. **Light Metals (1991),** p. 91-98.
20. SØRLIE, M.; ØYE, H. A. **Cathodes in Aluminium Electrolisys,** 2nd. Edition Düsseldorf: Editora Aluminium-Verlag, 1994.
21. GIVRY, J. P. Computer Calculation of Magnetic Effects in the Bath of Aluminum Cells. **Transactions of the Metallurgical Society of AIME.** TMS, v. 239, p. 1161-1166, Ago. 1967.
22. FRASER, K. J. et al. Some Applications of Mathematical Modelling of Electric Current Distributions in Hall-Heróult Cells. In: The TMS Annual Meeting, 1989. **Light Metals (1989),** p. 219-226.
23. YANG, S. et al. Magnetic Field Measurement and Calculation for 160 kA Prebake Cells in the Guizhou Aluminum Smelter. In: The TMS Annual Meeting, 2001. **Light Metals (2001).**

Anexo 1 : A Sensibilidade de uma Cuba em Relação a ΔB_Z

Conforme exposto nas Seções 2.3.3.2 e 2.3.3.3, cubas com B_Z anti-simétrico em relação aos eixos horizontais X e Y possuem as menores magnitudes de \vec{V} em regime permanente e a maior estabilidade da interface possíveis para uma dada tecnologia. Surge então a necessidade do entendimento da influência do *bias* na energia do sistema.

Foi exposto na literatura [21] que a energia potencial acumulada na deformação da interface banho-metal é mínima quando as componentes transversal B_Y e longitudinal B_X do campo magnético possuem magnitude zero nos eixos transversal Y e longitudinal X, *i.e.*, $B_Y|_{X=0} = 0$ e $B_X|_{Y=0} = 0$. Analogamente, será demonstrado que a fonte do movimento das fases líquidas, vinculada à B_Z , é mínima quando $\Delta B_Z = 0$. Resultados de testes numéricos relacionados à influência de ΔB_Z – e, conseqüentemente, à esta demonstração – foram apresentados na Seção 4.2.2. A descrição dos testes numéricos realizados encontra-se na Seção 3.1.3.5.2.

Considere-se por simplicidade uma distribuição linear de B_Z ao longo de X, Equação (46), conforme a Figura 87.

$$B_Z = \left(\frac{2 \cdot B_{z0}}{L_x} \right) x + \Delta B_Z \quad (46)$$

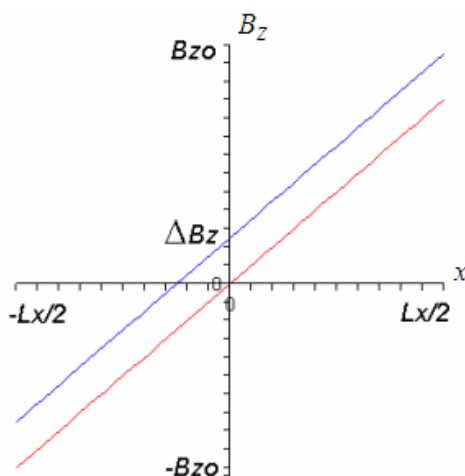


Figura 87: Distribuição linear de B_Z ao longo de X com $\Delta B_Z = 0$ (*i.e.*, situação simétrica) em vermelho e com $\Delta B_Z \neq 0$ em azul.

Considere-se ainda que o ΔB_Z dos trechos vizinhos pode ser representado como uma fração de B_{Z_0} , Equação (47), onde α pode ser interpretado como um *bias* adimensional.

$$\Delta B_Z = \alpha \cdot B_{Z_0} \quad (47)$$

Ao substituir-se a Equação (47) em (46), obtém-se como raiz $\frac{-\alpha \cdot L_X}{2}$, *i.e.*, a coordenada X onde B_Z troca de sinal. A parte negativa de B_Z será integrada de $\frac{-L_X}{2}$ até $\frac{-\alpha \cdot L_X}{2}$, enquanto que a parte positiva de $\frac{-\alpha \cdot L_X}{2}$ a $\frac{L_X}{2}$, Equações (48) e (49).

$$\int_{-L_X/2}^{-\alpha \cdot L_X/2} B_Z dx = \int_{-L_X/2}^{-\alpha \cdot L_X/2} \left(\frac{2 \cdot B_{Z_0}}{L_X} \right) x + \alpha \cdot B_{Z_0} dx \quad (48)$$

$$\int_{-\alpha \cdot L_X/2}^{L_X/2} B_Z dx = \int_{-\alpha \cdot L_X/2}^{L_X/2} \left(\frac{2 \cdot B_{Z_0}}{L_X} \right) x + \alpha \cdot B_{Z_0} dx \quad (49)$$

Cujos respectivos resultados são:

$$\int_{-L_X/2}^{-\alpha \cdot L_X/2} B_Z dx = \frac{-1}{4} B_{Z_0} \cdot L_X (\alpha^2 - 2\alpha + 1) \quad (50)$$

$$\int_{-\alpha \cdot L_X/2}^{L_X/2} B_Z dx = \frac{1}{4} B_{Z_0} \cdot L_X (\alpha^2 + 2\alpha + 1) \quad (51)$$

A soma dos módulos das integrais de ambas as partes de B_Z dá uma medida da energia associada a esta componente do campo magnético – Equação (52).

$$\begin{aligned} \iint |B_Z| dx dy &= \left| \int_{-L_X/2}^{-\alpha \cdot L_X/2} B_Z dx \right| + \left| \int_{-\alpha \cdot L_X/2}^{L_X/2} B_Z dx \right| = \\ &= \left| \frac{-1}{4} B_{Z_0} \cdot L_X (\alpha^2 - 2\alpha + 1) \right| + \left| \frac{1}{4} B_{Z_0} \cdot L_X (\alpha^2 + 2\alpha + 1) \right| \end{aligned} \quad (52)$$

Nota-se que a integral de B_Z para cada uma das regiões é dada como uma função de α . Finalmente, para avaliar-se a magnitude da influência de ΔB_Z , desenhar-se-á um gráfico (vide Figura 88) dos módulos das Equações (50) e (51), bem como a soma destes módulos, Equação (52).

Concluí-se que a energia¹³ do sistema é mínima quando $\alpha = 0$, *i.e.*, $\Delta B_Z = 0$. Isto mostra que, nesta situação, tanto as forças horizontais no metal quanto a fonte da instabilidade serão mínimas, favorecendo a eficiência de corrente χ . Logo, o projeto de campos magnéticos balanceados é extremamente favorável para a operação de uma cuba. Concluí-se ainda que a energia do sistema sempre aumenta à medida que α aumenta. Assim, quanto mais próximo do final de um trecho de cubas um forno se encontra, maior será a necessidade de possuir um esquema de compensação. Potočník [16] posicionou os *under cell bus* utilizados em seu esquema de compensação magnética em função da localização da cuba no trecho.

Nota-se ainda que a distribuição inclinada de B_Z assumida nesta demonstração tem sua energia aumentada em 30% por um *bias* correspondente a $\alpha \approx 0,5$. Cubas com uma distribuição de B_Z plana, como a apresentada na Figura 26, são ainda mais sensíveis à existência de ΔB_Z .

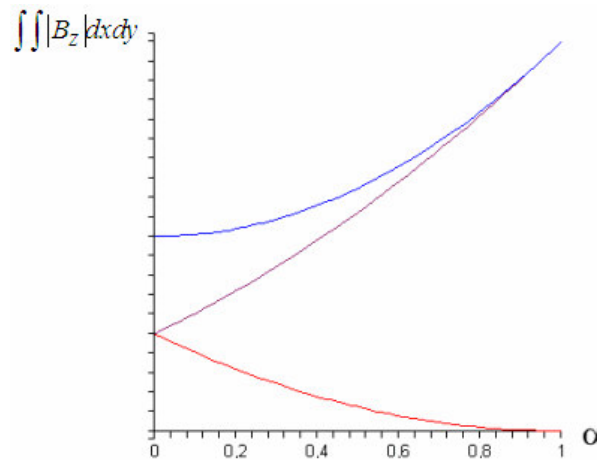


Figura 88: Integral dos módulos das partes negativa (vermelho) e positiva (roxo) de B_Z em função do *bias* adimensional α . A soma delas (azul) mostra que a energia do sistema sempre aumenta com $\Delta B_Z \neq 0$.

¹³ A Energia Magnética é definida como $W_s = \int_0^B \vec{H} d\vec{B}$.