UNIVERSIDADE DE SÃO PAULO
ESCOLA DE ENGENHARIA DE SÃO CARLOS

JULIO CESAR DE SOUZA INÁCIO GONÇALVES

Avaliação de Metodologias para a Determinação Indireta do
Coeficiente de Reoxigenação Superficial (K_2)

São Carlos

2012

JULIO CESAR DE SOUZA INÁCIO GONÇALVES

Avaliação de Metodologias para a Determinação Indireta do
Coeficiente de Reoxigenação Superficial (K_2)

Tese apresentada à Escola de
Engenharia de São Carlos –
Universidade de São Paulo
para obtenção do título de
Doutor em Ciências, Programa
de Engenharia Hidráulica e
Saneamento.

Prof. Tit. Marcius F. Giorgetti

VERSÃO CORRIGIDA

São Carlos

2012

AUTORIZO A REPRODUÇÃO E DIVULGAÇÃO TOTAL OU PARCIAL DESTE TRABALHO, POR QUALQUER MEIO CONVENCIONAL OU ELETRÔNICO, PARA FINS DE ESTUDO E PESQUISA, DESDE QUE CITADA A FONTE.

G635a Gonçalves, Julio Cesar de Souza Inácio
Avaliação de metodologias para a determinação indireta
do coeficiente de reoxigenação superficial (K2) / Julio
Cesar de Souza Inácio Gonçalves ; orientador Marcius
Fantozzi Giorgetti. - São Carlos, 2012.

Tese (Doutorado) - Programa de Pós-Graduação em
Engenharia Hidráulica e Saneamento -- Escola de Engenharia
de São Carlos da Universidade de São Paulo, 2012.

1. Reoxigenação superficial. 2. Modelos matemáticos. 3.
Sondas flutuantes. I. Título.

FOLHA DE JULGAMENTO

Candidato: Bacharel **JÚLIO CESAR DE SOUZA INÁCIO GONÇALVES**.

Título da tese: "Avaliação de metodologias para a determinação indireta do coeficiente de reoxigenação superficial (K2)".

Data da defesa: 24/09/2012

Comissão Julgadora:

Prof. Titular **Marcus Fantozzi Giorgetti (Orientador)**
(Escola de Engenharia de São Carlos/EESC)

Prof. Dr. **Wiclef Dymurgo Marra Junior**
(Escola de Engenharia de São Carlos/EESC)

Prof. Dr. **Alexandre Silveira**
(Universidade Federal de Alenas/UNIFAL)

Prof. Dr. **Cristiano Poletto**
(Universidade Tecnológica Federal do Paraná/UTFPR)

Dr. **Giovanni Chaves Penner**
(Giovanni Chaves Penner Consultoria)

Resultado:

APROVADO

APROVADO

APPROVADO

Aprovado

Aprovado

Coordenador do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Hidráulica e Saneamento:

Prof. Titular **Edson Cezar Wendland**

Presidente da Comissão de Pós-Graduação:

Prof. Titular **Denis Vinicius Coury**

Dedico esta tese aos meus pais.

AGRADECIMENTOS

Ao Professor Marcius F. Giorgetti, pelo tratamento carinhoso que sempre me concedeu, pela dedicação e disponibilidade em me orientar durante o desenvolvimento dessa pesquisa, e pelos incentivos e conselhos que guiaram minhas atividades profissionais. Sinto-me honrado e feliz por ter lhe conhecido.

Ao Conselho Nacional de Desenvolvimento Científico e Tecnologia, CNPq, pela bolsa concedida durante o período 2009 a 2011.

Aos professores e amigos da Universidade Federal do Triângulo Mineiro: Bruno Souza, Flávio Molina, Lauro Osiro, Mario da Luz, Nelson Inforzato, Ariana de Campos, Adriana de Campos e Luana de Andrade.

Aos amigos do laboratório de Modelagem Física e Matemática de Processos Ambientais: Daniel Costa e Hemerson Pinheiro.

A todos os funcionários do Departamento de Hidráulica e Saneamento da Escola de Engenharia de São Carlos.

À Universidade Federal do Triângulo Mineiro, por disponibilizar o espaço físico para a montagem da estrutura e equipamentos usados nessa pesquisa.

À minha irmã Juliana Gonçalves, pelo carinho e conselhos que me ajudaram nos momentos mais difíceis.

À minha namorada Fernanda Dib, pela paciência, compreensão e amor.

Aos meus pais, pelo amor incondicional, pelos ensinamentos mais preciosos, e pelo ambiente familiar agradável que sempre me proporcionaram. Devo tudo a vocês.

SUMÁRIO

RESUMO	I
ABSTRACT	II
LISTA DE FIGURAS.....	III
LISTA DE TABELAS.....	VII
LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS	VIII
LISTA DE SÍMBOLOS	IX
1 INTRODUÇÃO	1
2 OBJETIVOS	4
3 MODELOS USADOS PARA A DESCRIÇÃO DO PROCESSO DE REOXIGENAÇÃO SUPERFICIAL	5
3.1 O COEFICIENTE DE REOXIGENAÇÃO – DEFINIÇÃO MATEMÁTICA	5
3.2 MODELOS CONCEITUAIS DE TRANSFERÊNCIA DE UM GÁS ATRAVÉS DA INTERFACE AR-ÁGUA.....	6
3.2.1 TEORIA DOS DOIS FILMES	6
3.2.2 TEORIA DA PENETRAÇÃO DE HIGBIE	10
3.2.3 TEORIA DA RENOVAÇÃO SUPERFICIAL DE DANCKWERTS.....	12
3.2.4 MODELOS DOS TURBILHÕES	13
3.2.5 MODELO DE DIFUSIVIDADE TURBULENTA.....	16
3.3 MODELOS SEMI-EMPÍRICOS E EMPÍRICOS PARA A DETERMINAÇÃO DO COEFICIENTE DE REOXIGENAÇÃO ..	16
4 TÉCNICAS DE MEDIDA DO COEFICIENTE DE REOXIGENAÇÃO SUPERFICIAL.....	22
4.1 TÉCNICA DO BALANÇO DE OXIGÊNIO DISSOLVIDO.....	22
4.2 TÉCNICA DA PERTURBAÇÃO DO EQUILÍBRIO	23
4.3 TÉCNICA DOS TRAÇADORES GASOSOS.....	23
4.4 TÉCNICA DA Sonda Solúvel Flutuante	24
4.5 TÉCNICA DO SENSOR FOTO-ELÉTRICO.....	27
4.6 TÉCNICA DA CÂMARA FLUTUANTE	30

5 EFEITOS AMBIENTAIS SOBRE O MECANISMO DE TRANSFERÊNCIA DE MASSA DE OXIGÊNIO NA INTERFACE	32
5.1 CONCENTRAÇÃO DE SATURAÇÃO DE OXIGÊNIO (C_s)	32
5.2 EFEITO DA TEMPERATURA SOBRE O COEFICIENTE DE REOXIGENAÇÃO	34
5.3 EFEITO DA UMIDADE ATMOSFÉRICA SOBRE O COEFICIENTE DE REOXIGENAÇÃO	35
5.4 EFEITO DE SURFACTANTES SOBRE O COEFICIENTE DE REOXIGENAÇÃO	37
6 MATERIAL E MÉTODOS	40
6.1 SISTEMA DE GERAÇÃO DE TURBULÊNCIA	40
6.2 ENSAIOS DE REOXIGENAÇÃO SUPERFICIAL	47
6.2.1 SISTEMA DE DESOXIGENAÇÃO DA ÁGUA	50
6.2.2 ANÁLISE DOS DADOS PROVENIENTES DOS ENSAIOS DE REOXIGENAÇÃO	51
6.3 APARATO EXPERIMENTAL E MODELO MATEMÁTICO PARA O ESTUDO DO RESFRIAMENTO DE UM SÓLIDO METÁLICO EM ÁGUA	54
6.4 APARATO EXPERIMENTAL E MODELO MATEMÁTICO PARA O ESTUDO DO DECAIMENTO DA CONCENTRAÇÃO DE STD	59
6.5 COMPONENTE VERTICAL DE VELOCIDADE JUNTO À SUPERFÍCIE LIVRE	64
7 RESULTADOS E DISCUSSÃO	67
7.1 ENSAIOS DE REOXIGENAÇÃO SUPERFICIAL	67
7.2 ENSAIOS DE RESFRIAMENTO DO SÓLIDO METÁLICO	77
7.2.1 REPRESENTAÇÃO MATEMÁTICA DA RELAÇÃO ENTRE REOXIGENAÇÃO E O PROCESSO DE RESFRIAMENTO DO SÓLIDO METÁLICO	83
7.3 ENSAIOS DE DECAIMENTO DA CONCENTRAÇÃO DE STD	87
7.3.1 REPRESENTAÇÃO MATEMÁTICA DA RELAÇÃO ENTRE REOXIGENAÇÃO E O PROCESSO DE DECAIMENTO DA CONCENTRAÇÃO DE STD	90
7.4 COMPONENTE VERTICAL DE VELOCIDADE JUNTO À SUPERFÍCIE LIVRE E O COEFICIENTE K_2	92
8 CONSIDERAÇÕES FINAIS	98
9 REFERÊNCIAS	101

APÊNDICE A – RESULTADOS GRÁFICOS DOS ENSAIOS COM AS SONDAS TÉRMICAS PLANAS E ESFÉRICAS	106
APÊNDICE B – RESULTADOS GRÁFICOS DOS ENSAIOS COM AS SONDAS DE MASSA ESFÉRICAS	115
APÊNDICE C – RESULTADOS GRÁFICOS DOS ENSAIOS COM O SONAR	119

RESUMO

GONÇALVES, J. C. S. I. **Avaliação de Metodologias para a Determinação Indireta do Coeficiente de Reoxigenação Superficial (K_2)**. 2012. Tese (Doutorado). Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2012.

O coeficiente de reoxigenação superficial (K_2) é o parâmetro mais importante dos modelos matemáticos usados para simular a qualidade da água em rios. Ele quantifica indiretamente a capacidade de um corpo d'água recuperar-se, em termos de concentração de oxigênio dissolvido, após receber cargas poluidoras. Técnicas de previsão foram criadas para estimar o valor desse coeficiente, mas obtiveram sucesso apenas parcial; algumas são imprecisas e outras são dispendiosas. Esse trabalho traz contribuições teóricas e experimentais acerca de metodologias para a determinação indireta do coeficiente de reoxigenação superficial. Os estudos foram realizados em um tanque hidrodinâmico agitado por jatos e planejados de forma a avaliar a existência de correlações entre o fenômeno de reoxigenação superficial e os fenômenos físicos associados às novas metodologias de previsão do K_2 propostas nesse trabalho. O resfriamento de um sólido metálico, o decaimento da concentração de sólidos totais dissolvidos (STD) em esferas perfuradas com minibrocas de 0,4 e 0,5 mm de diâmetro e a variação da componente vertical da velocidade junto à superfície livre foram os fenômenos físicos investigados. Modelos matemáticos foram produzidos através de análises de regressão linear entre os parâmetros K_2 e o coeficiente de transferência térmica (K_t), associado ao resfriamento do sólido metálico; K_2 vs. H (profundidade da água no tanque) e o coeficiente de transferência de massa por convecção (h_m), associado ao decaimento de STD; e K_2 e a taxa de dissipação de energia cinética turbulenta por unidade de massa (ϵ), associada à intensidade turbulenta junto à superfície livre. Os resultados revelaram que há uma “forte” correlação entre o K_2 e os parâmetros associados aos fenômenos físicos aqui investigados, com coeficientes de correlação acima de 0,9. A aplicabilidade dos modelos obtidos é restrita às condições hidrodinâmicas nas quais os ensaios foram realizados, uma vez que não há base teórica e nem experimental indicando que as relações entre os fenômenos sejam constantes e independentes da turbulência. Sugere-se que validações em campo, com desenvolvimento de métodos específicos, sejam um próximo passo em pesquisas futuras para que se possa atribuir utilidade definitiva às metodologias aqui estudadas.

Palavras-chave: Reoxigenação superficial. Modelos matemáticos. Sondas flutuantes.

ABSTRACT

GONÇALVES, J. C. S. I. **Evaluation of Methods for the Indirect Determination of the Surface Reoxygenation Coefficient (K_2)**. 2012. Tese (Doutorado). Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2012.

The surface reoxygenation coefficient (K_2) is the most important parameter in the water quality mathematical modelling in streams. It indirectly measures the ability of a water mass recover quality after a release of wastewater. Predictive techniques have been produced for estimating K_2 , but they achieved only partial success; some are inaccurate and others are expensive. This work includes contributions from experimental and theoretical studies about methods for the indirect determination of the surface reoxygenation coefficient. Studies were carried out in a jet-agitated vessel and were planned to assess the correlations between surface reoxygenation and physical phenomena, which are related to the new methods for the prediction of K_2 . The cooling of a solid metal, total dissolved solids (TDS) concentration decay, vertical component velocity near the free surface were the physical phenomena investigated. Mathematical models have been produced using linear regression analysis between K_2 and thermal transfer coefficient (K_t), associated with the solid metal cooling; K_2 vs. H (depth of the water in the vessel) and mass transfer coefficient by convection (h_m), associated with the TDS concentration decay; and K_2 and turbulence kinetic energy dissipation rate (ε), associated with the vertical component velocity near the free surface. Results revealed that there is a strong correlation between K_2 and the physical parameters here investigated, statistically confirmed by correlation coefficients above 0,9. The applicability of the approach used here is limited to hydrodynamic conditions in which the tests were performed, once there is no theoretical basis, or experimental, indicating that the relations between the physical parameters are constant and independent of the turbulence level. It is suggested that field tests with the development of specific methods are a next step for future research, rendering useful the methods studied here.

Keywords: Surface reoxygenation coefficient. Mathematical models. Floating probes.

LISTA DE FIGURAS

Figura 1. Representação esquemática da teoria de dois filmes de Whitmann. As concentrações do gás e do líquido, na interface, estão em equilíbrio como definido pela lei de Henry. Os gradientes no filme controlam a taxa de transferência de gás entre os volumes de fluido.....	7
Figura 2. Resistência, em %, para a transferência de gases no filme líquido em função de H_e (modificado a partir de Mackay, 1977 apud Chapra 1997)	9
Figura 3. Desenho esquemático para a teoria da penetração de Higbie. As linhas tracejadas representam os turbilhões que provocam a ascensão e o mergulho dos elementos de fluido ..	11
Figura 4. Diferentes valores de K_2 (base e) para rios (velocidade média do escoamento 0,3m/s). Fonte: Modificado a partir de EPA (1985).....	20
Figura 5. Perfis de concentração de OD para diferentes valores de K_2	21
Figura 6. Desenho esquemático da sonda flutuante desenvolvida por Giorgetti e Giansanti (1983).....	25
Figura 7. Desenho esquemático do experimento desenvolvido por Roma (1988).....	28
Figura 8. Sinal de turbulência obtido por Roma (1988) para um determinado nível de agitação	28
Figura 9. Correlação obtida entre K_2 (20°C) e v_{RMS} com a análise de Mello (1996)	29
Figura 10. Desenho esquemático da cúpula flutuante. Fonte: Modificado a partir de Copeland e Duffer (1964)	30
Figura 11. Relação entre a concentração de saturação de oxigênio e a temperatura da água: (a) para diferentes salinidades “S” e (b) diferentes altitudes. Fonte: Modificado a partir de Chapra (1997).....	33
Figura 12. Coeficiente de reoxigenação em função da taxa de evaporação. Fonte: Modificado a partir de Silveira (2004)	36

Figura 13. Influência do número de Reynolds turbulento sobre o coeficiente de transferência de massa em um tanque de grade oscilante. Fonte: Modificado a partir de McKenna e McGillis (2003)	39
Figura 14. Desenho esquemático do tanque e dos equipamentos utilizados nos estudos	40
Figura 15. Arranjo dos dispositivos de entrada e saída de água do tanque	41
Figura 16. Dimensões e fotografia do diafragma utilizado para a medida de vazão.....	42
Figura 17. Ajuste entre o modelo e os dados obtidos para a calibração do diafragma.....	43
Figura 18. Variação da temperatura da massa de água no tanque.....	44
Figura 19. Desenho esquemático e fotografia do trocador de calor usado nos estudos	44
Figura 20. Temperatura da água durante os ensaios de reoxigenação.....	45
Figura 21. Equipamentos e estruturas usados nos estudos. (1) Drenagem do fluido refrigerante; (2) Suporte para fixação dos sensores; (3) Drenagem da água do tanque; (4) Escada para observação da superfície livre; (5) Sistema moto-bomba; (6) Registro; (7) Trocador de calor; e (8) Tanque hidrodinâmico	46
Figura 22. (a) Medidor multiparâmetros HQ40D e (b) sensor de oxigênio dissolvido por luminescência LDO [®] 101	48
Figura 23. Validação do sensor LDO com o método de Winkler	50
Figura 24. Desenho esquemático e sequência de produção de sondas térmicas planas	55
Figura 25. Desenho esquemático e sequência de produção de sondas térmicas esféricas	56
Figura 26. Interface (a) e software (b) usados na coleta dos dados de temperatura	56
Figura 27. Fotografia da sonda térmica plana no tanque.....	59
Figura 28. Desenho esquemático e sequência de produção de sondas de massa esférica	60
Figura 29. Condutivímetro usado para a determinação de STD.....	61
Figura 30. Fotografia da sonda de massa esférica no tanque	64
Figura 31. Sensor de movimento usado nos ensaios	65

Figura 32. Desenho esquemático do sonar usado na medida da turbulência	66
Figura 33. Ensaios de reoxigenação 1 e 2	68
Figura 34. Ensaios de reoxigenação 3 e 4	68
Figura 35. Ensaios de reoxigenação 5 e 6	69
Figura 36. Ensaios de reoxigenação 7 e 8	69
Figura 37. Ensaios de reoxigenação 9 e 10	69
Figura 38. Ensaios de reoxigenação 11 e 12	70
Figura 39. Ensaios de reoxigenação 13 e 14	70
Figura 40. Ensaio de reoxigenação 15	70
Figura 41. Valores da razão do oxigênio dissolvido estimado pelos modelos e medido com o sensor	72
Figura 42. Comparação entre os valores de C_s	72
Figura 43. Comparação entre os valores de K_2	75
Figura 44. Coeficiente de reoxigenação em função dos parâmetros hidrodinâmicos	75
Figura 45. Relação entre K_l e k_i	76
Figura 46. Ensaios de resfriamento das sondas térmicas planas	77
Figura 47. Ensaios de resfriamento das sondas térmicas esféricas.....	78
Figura 48. Convecção natural sobre as sondas térmicas	78
Figura 49. Coeficiente de transferência de calor por convecção em função da intensidade turbulenta	80
Figura 50. (a) Representação de incertezas nas variáveis x e y . (b) A incerteza em x é transferida para y que passa a ter incerteza maior, enquanto x é admitida isenta de erro (Modificado a partir de Vuolo, 1996).....	84
Figura 51. Regressão linear entre K_2 e $h-h_n$. (a) Sonda térmica esférica ($D = 2,5$ cm). (b) Sonda térmica esférica ($D = 5,0$ cm)	85

Figura 52. Regressão linear entre K_2 e $h-h_n$ para a sonda térmica plana de alumínio e para a sonda térmica plana de cobre.....	85
Figura 53. Ensaio de decaimento da concentração de STD para as sondas de massa esféricas	87
Figura 54. Coeficientes de transferência de massa por convecção em função da intensidade turbulenta.....	89
Figura 55. Regressão linear entre K_1 e h_m . (a) Sonda de massa esférica ($d = 0,4$ mm). (b) Sonda de massa esférica ($d = 0,5$ mm)	91
Figura 56. Sinal expandido de W em função do tempo ($f = 15$ Hz).....	92
Figura 57. Sinal expandido de W em função do tempo ($f = 25$ Hz).....	93
Figura 58. Sinal expandido de W em função do tempo ($f = 35$ Hz).....	93
Figura 59. w_{RMS} , para a superfície sem agitação, versus frequência de amostragem.....	94
Figura 60. Comparação entre o K_2 experimental e o K_2 obtido com a Equação 109.....	97
Figura 61. Ensaio da sonda térmica plana de cobre	107
Figura 62. Ensaio da sonda térmica plana de alumínio.....	109
Figura 63. Ensaio da sonda térmica esférica com $D = 2,5$ cm.....	111
Figura 64. Ensaio da sonda térmica esférica com $D = 5,0$ cm.....	113
Figura 65. Ensaio da sonda de massa esférica com $d = 0,4$ mm.....	115
Figura 66. Ensaio da sonda de massa esférica com $d = 0,5$ mm.....	117
Figura 67. Componente vertical de velocidade junto à superfície para $f = 15$ Hz	119
Figura 68. Componente vertical de velocidade junto à superfície para $f = 25$ Hz	121
Figura 69. Componente vertical de velocidade junto à superfície para $f = 35$ Hz	123

LISTA DE TABELAS

Tabela 1. Condições hidrodinâmicas estabelecidas no tanque agitado por jatos	47
Tabela 2. Condições experimentais dos ensaios de reoxigenação.....	67
Tabela 3. Métodos para avaliação do desempenho do modelo	71
Tabela 4. Valores do coeficiente de reoxigenação e desoxigenação corrigidos para temperatura de 20°C	74
Tabela 5. Valores estimados de K_t , h , RMSE e Bi	79
Tabela 6. Valores estimados de K_t em diferentes posições no tanque	82
Tabela 7. Resultado da análise de variância	83
Tabela 8. Valores estimados de K_m , h_m e RMSE	88
Tabela 9. Resultado da análise de variância para avaliar a influência do diâmetro dos orifícios sobre h_m	90
Tabela 10. Valores corrigidos de w_{RMS} para as três frequências de amostragem.....	95
Tabela 11. Coeficientes estimados pela análise de regressão.....	97

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

OD	Oxigênio Dissolvido
EESC	Escola de Engenharia de São Carlos
USP	Universidade de São Paulo
STD	Sólidos Totais Dissolvidos
RMS	Raiz Média Quadrática
CLC	Camadas Limite de Concentração
ETE	Estação de Tratamento de Esgoto
DBO	Demanda Bioquímica de Oxigênio Dissolvido
EPA	United States Environmental Protection Agency
CMC	Concentração Micelar Crítica
ABS	Alquilbenzeno Sulfonato de Sódio
PRFV	Plástico Reforçado com Fibra de Vidro
LED	Diodo Emissor de Luz
RMSE	Raiz Quadrada do Erro Quadrático Médio
MME	Erro Multiplicativo Médio
SI	Sistema Internacional de Unidades
STPC	Sonda Térmica Plana de Cobre
STPA	Sonda Térmica Plana de Alumínio
STE	Sonda Térmica Esférica
ANOVA	Análise de Variância

LISTA DE SÍMBOLOS

K_2	coeficiente de reoxigenação superficial
K_t	coeficiente de transferência térmica
h_m	coeficiente de transferência de massa por convecção
J	fluxo de massa de oxigênio
A	área de interface gás-líquido
m	massa de gás dissolvido
t	tempo
C_s	concentração de saturação do oxigênio dissolvido
C	concentração do gás dissolvido no volume líquido
K_l	coeficiente de transferência de massa de oxigênio
V	volume do líquido
P_g	pressão parcial do soluto na fase gasosa
P_i	pressão parcial do soluto na interface
C_l	concentração do soluto na massa líquida
C_i	concentração do soluto na interface
k_g	coeficiente de transferência no filme gasoso
k_l	coeficiente de transferência no filme líquido
H_e	constante de Henry
P_s	pressão parcial de saturação
K_g	coeficiente global de transferência no filme gasoso
D_m	coeficiente de difusão de oxigênio
y	espessura do filme líquido
t_m	tempo médio de exposição
r	taxa de produção de novas superfícies
ε	taxa de dissipação de energia turbulenta por unidade de massa
u^*	velocidade de cisalhamento
H	profundidade média do escoamento
U_0	intensidade turbulenta na região isotrópica
Y_0	profundidade da região isotrópica
η	micro-escala de Kolmogorov
ν	viscosidade cinemática do fluido
u'	valor RMS da flutuação da velocidade turbulenta

L_1	comprimento característico das grandes escalas
K_1^+	coeficiente de transferência de massa adimensional
Sc	número de Schmidt
R_*	igual a u^*H/ν
R_T	número de Reynolds turbulento
D_t	difusão turbulenta
U	velocidade média do escoamento
S	declividade longitudinal da linha d'água
B	largura do canal
Q	vazão de recirculação da água no tanque
e	altura dos elementos rugosos
λ	distanciamento entre os elementos rugosos
Fr	número de Froude
g	aceleração da gravidade
x	distância longitudinal
t^*	equivale a x/U
C'	concentração de OD na condição alterada
K_T	coeficiente de dessorção do traçador
R_T	fator de conversão
K_s	coeficiente de dissolução do sólido
L_o	dimensão característica inicial do cubo
V_s	velocidade de dissolução
ν'	flutuação da tensão elétrica
Θ	coeficiente de correção das velocidades de reação com a temperatura
A_o	área do diafragma
ρ_{Hg}	massa específica do mercúrio
$\rho_{água}$	massa específica da água
d_o	diâmetro do diafragma
D_0	diâmetro da tubulação de recalque do tanque
Δh	altura diferencial do manômetro
C_d	coeficiente de vazão
X	distância entre os jatos
V_j	velocidade dos jatos

d_i	diâmetro interno da mangueira onde o jato é produzido
Re_y	número de Reynolds no início da região isotrópica
M_{surf}	massa de sulfito de sódio
K_3	coeficiente de desoxigenação
y_p	valores preditos
y_m	valores medidos
Bi	número de Biot
h	coeficiente de transferência de calor por convecção
L_c	comprimento característico
k_s	condutividade térmica do sólido
ΔE	variação da energia do sólido
Q_c	calor total introduzido no sistema (ou cilindro)
W_e	trabalho total realizado sobre o sistema
A_s	área da superfície do sólido metálico
T_s	temperatura da superfície do sólido e
T_∞	temperatura da água suficientemente longe da superfície do sólido
ρ	massa específica do sólido
c_e	calor específico do sólido
V_s	volume do sólido
A_c	área da superfície através da qual a transferência de massa por convecção ocorre
C_c	concentração de STD da esfera
C_∞	concentração de STD da água suficientemente longe da esfera
C_0	concentração inicial de OD e/ou STD
T_0	temperatura inicial do sólido
V_c	volume de água na esfera
K_m	coeficiente global de transferência de massa
W	componente vertical de velocidade
w'	flutuação da componente vertical de velocidade
w_{RMS}	intensidade turbulenta junto à superfície livre
C_s^*	C_s estimado pela análise de regressão não linear
k_i	energia cinética turbulenta na região isotrópica
h_n	valor médio de h para convecção natural
K_{tn}	valor médio de K_t para convecção natural

D	diâmetro das sondas térmicas esféricas
d	diâmetro das minibrocas
f	frequência de amostragem
z	distância entre o sonar e o objeto mais próximo
k	energia cinética turbulenta
V_1	velocidade característica das grandes escalas

1 INTRODUÇÃO

A reoxigenação superficial é o processo de troca de oxigênio entre a atmosfera e um volume de água em contato com ela. Esse processo é quantificado pelo coeficiente de reoxigenação superficial K_2 (tempo^{-1}). Normalmente, a transferência de oxigênio ocorre da atmosfera para o volume de água, visto que os níveis de oxigênio dissolvido (OD), na maioria dos escoamentos naturais, encontram-se abaixo dos valores de saturação.

Modelos matemáticos de qualidade da água são utilizados, principalmente em países desenvolvidos, como subsídio ao gerenciamento dos recursos hídricos. A avaliação da qualidade ambiental para alocação de empreendimentos potencialmente geradores de poluição hídrica, a definição de respectivos níveis de controle necessários para fontes existentes a se instalarem em uma bacia hidrográfica para atendimento aos padrões de qualidade, a delimitação de trechos críticos de poluição e a previsão das alterações da qualidade da água ao longo do tempo e do espaço decorrentes de descargas acidentais, são exemplos da ampla aplicação desses modelos.

Dentre as variáveis de qualidade da água modeladas, o oxigênio dissolvido é a grandeza mais importante e complexa. Por se constituir em um ecossistema, um corpo d'água natural como, por exemplo, um rio, apresenta diversos componentes físicos, químicos e biológicos que consomem e produzem o oxigênio em um processo dinâmico.

Além do consumo devido à oxidação dos resíduos orgânicos presentes naturalmente no corpo d'água, o oxigênio pode ser removido da água pela respiração dos seres aquáticos, por difusão e oxidação do metano na camada aeróbia do sedimento, e pelo processo de *stripping* ocasionado pela ascensão na coluna d'água das bolhas de gases produzidos na camada anaeróbia do sedimento. Sua reposição se dá ou pela fotossíntese das plantas aquáticas ou através do contato da superfície do corpo d'água com a atmosfera, sendo esse último processo muito mais significativo, podendo ser considerado, principalmente para rios, como o agente efetivamente responsável pela reposição do oxigênio na água.

A avaliação e previsão da concentração de OD através de modelos de qualidade da água é, na maioria dos casos, sensível ao coeficiente de reoxigenação superficial.

A estimativa correta do K_2 define indiretamente a quantidade de resíduos consumidores de oxigênio que pode ser lançada no corpo receptor sem comprometimento da qualidade da água. Para Rodrigues (1996), o valor do coeficiente de reoxigenação superficial dá uma indicação da capacidade de autodepuração do corpo receptor.

Se o K_2 é incorretamente estimado, e assim usado em um modelo da qualidade da água, as conclusões daí tiradas poderão conduzir a prejuízos de natureza financeira ou a sérios danos para o ambiente. Quando, por exemplo, para um dado curso de água natural se adota um K_2 menor do que o verdadeiro, o grau requerido de tratamento dos resíduos indicado pelo modelo será maior do que o necessário e, em consequência, os custos associados mais elevados. De outro modo, se o valor do K_2 empregado no modelo for maior do que o valor correto, então o grau de tratamento indicado será insuficiente e o padrão fixado para o OD poderá ser violado, com o comprometimento da qualidade da água.

Por conseguinte, fica claro que a eficácia na quantificação da reoxigenação superficial é de imprescindível importância quando se quer computar com precisão a variação da concentração de OD em um corpo d'água.

Com base em considerações teóricas ou investigações práticas, os estudiosos do assunto têm apresentado diferentes métodos e equações para a estimativa do K_2 (RAO; LAXMI; NARASIAH, 2004; GUALTIERI; GUALTIERI; DORIA, 2002; MOOG; JIRKA, 1999; GULLIVER; HALVERSON, 1989; ELMORE; WEST, 1961; DOWNING; TRUESDALE, 1955). Não há um senso comum em relação à influência de alguns parâmetros envolvidos no fenômeno de reoxigenação superficial, como a temperatura e umidade atmosférica, por exemplo.

Pesquisas realizadas na Escola de Engenharia de São Carlos (EESC) da Universidade de São Paulo (USP) têm oferecido importantes contribuições a essa questão, principalmente em relação à modelagem matemática (SILVEIRA, 2004; MAIA, 2003; SZÉLIGA, 2003; PEREIRA, 2002; COSTA, 1999; BARBOSA Jr., 1997; MELLO, 1996; OLIVEIRA, 1996; RODRIGUES, 1996; CARREIRA, 1995; CARVALHO, 1995; GIORGETTI, 1995; COSTA, 1992; BARBOSA Jr., 1989; SCHULZ, 1989; ROMA, 1988; SCHULZ, 1985).

As teorias propostas para explicar o mecanismo de transferência de massa na interface gás-líquido – em cursos naturais de água – ficam comprometidas devido à complexidade do mecanismo de escoamento presente em canais abertos. Essas teorias podem ser divididas em dois grupos: modelos conceituais e modelos semi-empíricos e empíricos.

A aplicação de modelos conceituais exige a mensuração de parâmetros relevantes que, por sua vez, nem sempre são facilmente mensuráveis. Tal situação, associada ao fato de os modelos levarem, também, a conclusões conflitantes, torna difícil a escolha de algum deles para aplicar em determinado tipo de escoamento (SCHULZ, 1989).

Os modelos semi-empíricos e empíricos normalmente produzem resultados divergentes para um mesmo escoamento. Essa tendência está ligada ao fato de esses modelos terem sido produzidos com dados coletados em condições hidrodinâmicas diferentes daquelas nas quais eles são aplicados.

Na tentativa de melhorar essa situação, técnicas de previsão surgiram (balanço de oxigênio dissolvido, perturbação do equilíbrio, traçadores gasosos, etc.). Mas até o momento, obtiveram sucesso apenas parcial. Algumas estão sujeitas a erros potenciais de grande escala, como, por exemplo, a técnica do balanço de oxigênio. Outras são precisas, porém muito onerosas, como a técnica dos traçadores gasosos.

Diante da importância do valor do K_2 para a aplicação dos modelos da qualidade da água, das limitações – imprecisão ou custo elevado – apresentadas pelas técnicas disponíveis e da expectativa do surgimento de uma técnica fundamentada em uma metodologia simples e econômica, justifica-se a realização dessa pesquisa a qual direcionou esforços para investigar a existência de correlação entre o coeficiente de reoxigenação superficial e três novas metodologias baseadas no estudo térmico transiente de um sólido metálico, no estudo de transferência de massa em uma esfera, e no estudo da componente vertical de velocidade junto à superfície livre.

2 OBJETIVOS

O trabalho é direcionado à investigação de novas metodologias para a determinação indireta do coeficiente de reoxigenação superficial dos escoamentos naturais da água. Para o cumprimento desse objetivo, preveem-se as seguintes atividades:

- Caracterização das dificuldades encontradas pelos autores precursores no desenvolvimento e aplicação das técnicas de previsão existentes;
- Realização de ensaios de reoxigenação em um tanque agitado por jatos e determinação do K_2 para cinco níveis de agitação;
- Modelagem do resfriamento de um sólido metálico em água submetido à agitação hidrodinâmica e determinação do coeficiente de transferência térmica, K_t ;
- Modelagem do decaimento de concentração de sólidos totais dissolvidos (STD) em uma esfera com orifícios e investigação da influência do diâmetro dos orifícios e do nível de turbulência da água sobre o coeficiente de transferência de massa por convecção, h_m ;
- Determinação do valor RMS (Raiz Média Quadrática) da componente vertical de velocidade junto à superfície livre (w_{RMS}), para os cinco níveis de agitação, com o uso de um sonar (analisador de ondas ultrassônicas); e
- Estabelecimento de relações entre o K_2 e os parâmetros K_t , h_m e w_{RMS} .

3 MODELOS USADOS PARA A DESCRIÇÃO DO PROCESSO DE REOXIGENAÇÃO SUPERFICIAL

3.1 O Coeficiente de Reoxigenação – Definição Matemática

A transferência de oxigênio através da interface ar-água é um processo complexo, dependente de inúmeros fatores, que, à semelhança da convecção de calor é tratado analiticamente a partir de um modelo muito simples. O fluxo de massa através da interface é suposto proporcional ao déficit de oxigênio dissolvido com relação ao seu valor máximo C_s .

$$J = \frac{1}{A} \frac{dm}{dt} = K_1 (C_s - C) \quad (1)$$

em que J é o fluxo de massa; A é a área de interface gás-líquido; m é a massa de gás dissolvido; t é o tempo; C_s é a concentração de saturação do gás; C é a concentração do gás dissolvido no volume líquido e K_1 é o coeficiente de transferência de massa.

Substituindo o termo dm/dt por $d(VC)/dt$, em que V é o volume do líquido no qual a massa do gás se dissolve, a Equação 1 toma a seguinte forma:

$$\frac{dC}{dt} = K_1 \frac{A}{V} (C_s - C) \quad (2)$$

Como na maioria dos casos, a área A é de difícil determinação, especialmente em situações de agitação intensa, o termo $K_1.A.V^{-1}$ é substituído pela notação K_2 , coeficiente de reoxigenação ou de reaeração superficial (tempo^{-1}).

$$\frac{dC}{dt} = K_2 (C_s - C) \quad (3)$$

Para a condição inicial $C(0)=C_0$, a solução da Equação 3 é dada pela seguinte expressão:

$$C = C_s + (C_0 - C_s) \exp(-K_2 t) \quad (4)$$

em que $\exp$ representa a função exponencial. Essa forma de evolução é observada em muitos experimentos, seja em escala de laboratório, seja em escala de campo (particularmente em rios, quando a variável temporal é substituída pela distância longitudinal dividida pela velocidade média do escoamento).

3.2 Modelos Conceituais de Transferência de um Gás através da Interface Ar-Água

Desde o início do século XX, uma série de modelos foi desenvolvida, procurando levar em consideração as reais condições físicas que envolvem o processo da transferência de massa. Bennett & Rathbun (1972) estudaram e classificaram estes modelos em: conceituais, semi-empíricos e empíricos.

Os modelos conceituais são de fato equações que descrevem uma interpretação das condições físicas que governam a transferência de massa em uma interface gás-líquido (BENNETT; RATHBUN, 1972). Diferentes caminhos são seguidos nesta interpretação, tendo sido desenvolvidos trabalhos que consideram “estruturas superficiais”, trabalhos que admitem certas “condições de escoamento” junto à superfície, trabalhos que consideram o movimento das moléculas de oxigênio na fase gasosa e trabalhos que apresentam várias das facetas aqui mencionadas concomitantemente (SCHULZ, 1989).

Embora alguns parâmetros dos modelos conceituais tenham sido úteis na descrição do fenômeno da absorção ou dessorção gasosa, eles não foram clara ou diretamente relacionados às variáveis hidrodinâmicas mensuráveis dos sistemas (BARBOSA Jr., 1989).

Apesar dos significativos avanços teóricos, ainda não se alcançou um completo entendimento do processo de transferência na interface gás-líquido. Os modelos disponíveis não são capazes de prever as taxas de reoxigenação em diferentes condições hidrodinâmicas (GUALTIERI; DORIA, 2008).

Dessa forma, especificamente para a descrição da absorção do oxigênio pela água em agitação, tem sido difícil definir com confiança um modelo que possa prever, de maneira generalizada, a taxa de reoxigenação dos escoamentos da água, natural ou de laboratório.

As três teorias clássicas usadas para descrever o processo de transferência de gás em águas naturais, teoria dos dois filmes, teoria da penetração de Higbie e teoria da renovação superficial de Danckwerts, são apresentadas com maiores detalhes. Outros modelos conceituais baseados em parâmetros hidrodinâmicos também são discutidos, como o modelo dos grandes turbilhões, modelo dos pequenos turbilhões e o modelo da difusividade turbulenta.

3.2.1 Teoria dos Dois Filmes

De acordo com Schulz (2003), o modelo dos dois filmes é o mais difundido entre os estudiosos da área, acerca da situação física da interface. Esse modelo foi proposto por

Whitmann (1923) e, posteriormente, publicado por Lewis & Whitmann (1924). De acordo com o modelo dos dois filmes, a taxa de absorção do gás é controlada por um processo de difusão através de dois filmes laminares superficiais, um filme gasoso e o outro líquido, também conhecidos como camadas limite de concentração (CLC), do lado gasoso e do lado líquido. Esquemáticamente, esses filmes são mostrados na Figura 1.

Figura 1. Representação esquemática da teoria de dois filmes de Whitmann. As concentrações do gás e do líquido, na interface, estão em equilíbrio como definido pela lei de Henry. Os gradientes no filme controlam a taxa de transferência de gás entre os volumes de fluido

Os volumes líquido e gasoso, externos aos filmes, são, por hipótese, bem misturados e homogêneos devido à turbulência existente nas respectivas fases. Por isso, como pode ser observado na Figura 1, os gradientes de concentração tornam-se desprezíveis abaixo e acima dos filmes.

Para a construção da teoria dos dois filmes, Lewis e Whitmann (1924) fizeram a hipótese que o movimento das substâncias nas fases, líquida e gasosa, encontra a máxima resistência nas duas camadas laminares onde a transferência de massa ocorre por difusão molecular. Para esses autores, a difusão de massa nos filmes ocorre em uma taxa que é proporcional à diferença entre as concentrações ou pressões parciais do soluto existente ao longo de suas espessuras. Supondo-se que o perfil de concentração nos filmes seja linear, conforme a Figura 1, o processo de transferência de massa pôde, então, ser escrito como:

$$J = \frac{1}{A} \frac{dm}{dt} = k_g (P_g - P_i) = k_l (C_i - C_l) \quad (5)$$

J é o fluxo de massa através dos filmes fluidos, A é a área da interface gás-líquido, m é a massa absorvida em um intervalo de tempo, t é o tempo, P_g é a pressão parcial do soluto na fase gasosa, P_i é a pressão parcial do soluto na interface, C_l é a concentração do soluto na massa líquida, C_i é a concentração do soluto na interface, k_g é o coeficiente de transferência no filme gasoso e k_l é o coeficiente de transferência no filme líquido.

A hipótese chave da teoria dos dois filmes é que existe, na interface, equilíbrio entre a pressão parcial do gás em estudo, P_i , e a concentração deste no líquido, C_i . Dessa forma, P_i e C_i podem ser relacionados com o uso da lei de Henry.

$$P_i = H_e C_i \quad (6)$$

em que H_e é uma constante de proporcionalidade que recebe o nome de “Constante de Henry”.

A concentração e a pressão parcial do gás são difíceis de serem medidas na interface. Esse fato inviabiliza a determinação dos coeficientes de transferência de massa no filme gasoso e líquido. Por isso, a Equação 5 geralmente é escrita em termos de coeficientes globais de transferência de massa, tornando-se:

$$J = \frac{1}{A} \frac{dm}{dt} = K_g (P_g - P_s) = K_l (C_s - C_l) \quad (7)$$

em que P_s corresponde a pressão parcial de saturação, C_s é a concentração de saturação, K_l é o coeficiente global de transferência de massa no filme líquido e K_g é o coeficiente global de transferência no filme gasoso.

De acordo com Lewis & Whitmann (1924), os coeficientes globais devem ser dependentes das propriedades do líquido e do gás, mas independentes da concentração do gás dissolvido. Combinando as Equações 5, 6 e 7, obtém-se:

$$\frac{1}{K_l} = \frac{1}{k_l} + \frac{1}{H_e k_g} \quad (8)$$

Na Equação 8 é mostrado que a resistência total ao processo de transferência, $1/K_l$, é igual à soma das resistências oferecidas pelos filmes líquido e gasoso, e é independente da concentração do gás.

A Equação 8 pode ser invertida para o cálculo do coeficiente de transferência de massa global de forma direta.

$$K_l = \frac{k_l H_e}{H_e + (k_l/k_g)} \quad (9)$$

Para gases de baixa solubilidade, k_l é muito menor do que k_g e, por isso, as Equações 8 e 9 reduzem-se a:

$$K_1 \cong k_1 \quad (10)$$

Pode-se concluir a partir da observação da Equação 10 que, para os gases pouco solúveis, o coeficiente global de transferência se resume ao coeficiente da fase líquida; ou seja, o fenômeno de transferência de massa pode ser estudado considerando apenas a fase líquida.

Para elucidar melhor essa ideia, na Figura 2 é mostrado um gráfico que relaciona a resistência no filme líquido, em porcentagem, (relação entre o coeficiente de transferência de massa no filme líquido e o coeficiente global) com a constante de Henry " H_e ". Por meio dessa relação é possível definir se é o filme líquido, o gasoso, ou ambos que controla (m) o processo de transferência, para diversas substâncias com diferentes solubilidades. É possível notar que para gases pouco solúveis em água, que apresentam valores relativamente elevados da constante da lei de Henry, a taxa de transferência de massa é controlada pela resistência do filme líquido. Para o oxigênio, em particular, a resistência total ao processo de transferência é igual à resistência no filme líquido. Deve-se observar, também, que nos pequenos lagos o controle pelo filme gasoso é maior do que nos grandes lagos.

Figura 2. Resistência, em %, para a transferência de gases no filme líquido em função de H_e (modificado a partir de Mackay¹, 1977 apud Chapra 1997)

¹ Mackay, D. **Volatilization of Pollutants from Water**. In Aquatic Pollutants: Transformations and Biological Effects, O. Hutzinger et al., eds., Pergamon, Amsterdam, p. 175, 1977.

Para um processo de transferência de massa em que ocorre a predominância da resistência do filme líquido, e com a imposição de um regime unidimensional e permanente, o fluxo laminar de um gás pouco solúvel através de um filme líquido pode ser descrito pela equação de Fick:

$$J = -D_m \frac{dC}{dy} \quad (11)$$

Considerando a hipótese de linearidade dos perfis de concentração, tem-se:

$$J = D_m \frac{(C_s - C_l)}{y} \quad (12)$$

em que D_m é o coeficiente de difusão do componente em estudo (oxigênio, no caso) e y é a espessura do filme líquido.

A comparação entre as Equações 7 e 12 conduz à relação:

$$K_1 = \frac{D_m}{y} \quad (13)$$

Na Equação 13, as propriedades do soluto e do solvente são representadas pelo coeficiente de difusão molecular. O efeito da turbulência sobre o coeficiente de transferência é representado pela espessura do filme líquido, y .

A principal dificuldade da Equação 13 está relacionada ao fato de y ser uma função do tempo, espaço e da difusão turbulenta em um campo de escoamento.

Janzen, Schulz e Lamon (2008) realizaram ensaios de reoxigenação superficial, em um tanque de grade oscilante, com uma micro-sonda de oxigênio e determinaram que a espessura da camada limite de concentração média é menor que 10^{-4} m.

Segundo Chapra (1997), o modelo dos dois filmes é mais apropriado para a determinação do coeficiente de transferência de massa em águas calmas, tais como, lagos e reservatórios. Gualtieri e Gulatieri (2004) completam essa informação afirmando que, em lagos e reservatórios a turbulência não erode a camada limite de concentração (CLC), diferentemente do que ocorre em rios e córregos. Dessa forma, em águas calmas, há um perfil linear de concentração dentro da CLC e, por isso, o fluxo de transferência de massa pode ser estimado pela Equação 12.

3.2.2 Teoria da Penetração de Higbie

O modelo dos dois filmes, apresentado na seção anterior, simplifica a descrição do mecanismo de transferência de massa entre a fase gasosa e líquida, uma vez que experimentos

mostram que a função de dependência entre K_1 e D_m dificilmente é linear. Por isso, novas formas de abordagem foram necessárias.

R. Higbie, citado por Chapra (1997) e por Herlina (2005), propôs um modelo no qual a ideia de filmes estagnados é descartada. Nesse modelo, conhecido como a teoria da penetração de Higbie, é suposto que os turbilhões existentes no meio líquido provocam continuamente a ascensão de elementos de fluido, os quais permanecem durante um certo tempo médio em contato com a fase gasosa. Durante este tempo de exposição o gás difunde no elemento fluido, “penetrando” no líquido. Os turbilhões, que causam a ascensão do elemento fluido, são também responsáveis pela retirada desses elementos da superfície da água. A descrição da teoria da penetração é mostrada na Figura 3.

Figura 3. Desenho esquemático para a teoria da penetração de Higbie. As linhas tracejadas representam os turbilhões que provocam a ascensão e o mergulho dos elementos de fluido

O processo de difusão molecular transiente de um soluto gasoso na fase líquida é descrito pela Equação 14.

$$\frac{\partial C}{\partial t} = D_m \frac{\partial^2 C}{\partial y^2} \quad (14)$$

As condições inicial e de contorno são:

$$C(y,0)=C_1 \rightarrow \text{condição inicial;}$$

$$C(0,t)=C_s \rightarrow \text{condição de contorno na interface ar-água; e} \quad (15)$$

$$C(\infty,t)=C_1 \rightarrow \text{condição de contorno do fundo.}$$

Essas condições podem ser vistas como uma aproximação, estando de acordo com a hipótese de um tempo de exposição suficientemente longo, de modo que a profundidade de penetração pode ser considerada insignificante se comparada com a profundidade líquida finita (BARBOSA Jr., 1989).

Aplicando as condições mostradas pela Equação 15, a solução da equação diferencial é obtida:

$$\frac{C_s - C}{C_s - C_1} = \operatorname{erfc}\left(\frac{y}{2\sqrt{D_m t}}\right) \quad (16)$$

em que erfc é a função erro complementar.

O fluxo na interface ar-água ($y = 0$) é computado com o uso da equação de Fick.

$$J = -D_m \left. \frac{\partial C}{\partial y} \right|_{y=0} = (C_s - C_1) \sqrt{\frac{D_m}{\pi t}} \quad (17)$$

Como foi dito anteriormente, os elementos de fluido permanecem um certo tempo médio, t_m , em contato com a fase gasosa. Esse tempo médio pode ser visualizado por uma função de distribuição $\varphi(t)$, que apresenta como propriedades:

$$\varphi(t) = \begin{cases} \frac{1}{t_m}, & 0 \leq t \leq t_m \\ 0 & t > t_m \end{cases} \quad (18)$$

A taxa média de transporte de massa, $\bar{J}$, por unidade de área, é definida por:

$$\bar{J} = \frac{1}{t_m} \int_0^{t_m} (C_s - C_1) \sqrt{\frac{D_m}{\pi t}} dt = 2(C_s - C_1) \sqrt{\frac{D_m}{\pi t_m}} \quad (19)$$

Combinando as Equações 7 e 19, obtém-se:

$$K_1 = 2 \sqrt{\frac{D_m}{\pi t_m}} \quad (20)$$

O tempo médio de exposição (t_m) é o parâmetro que representa o efeito da turbulência sobre o coeficiente de transferência de massa global. Quanto maior for a turbulência do meio líquido, menor será o período de tempo que o elemento de fluido ficará exposto à superfície, ou seja, t_m será menor e, conseqüentemente, o valor de K_1 será aumentado. Segundo Schulz (2003), o tempo médio de exposição, entretanto, ainda não possui equacionamento definitivo.

3.2.3 Teoria da Renovação Superficial de Danckwerts

A diferença entre as teorias, da penetração e da renovação superficial, se encontra nas hipóteses adotadas quanto ao tempo de permanência dos elementos de fluido junto à superfície (SCHULZ, 1989).

Danckwerts (1951) modificou a abordagem realizada por Higbie, existência de elementos superficiais todos da mesma idade, considerando que os elementos de fluido alcançam e deixam a superfície randomicamente; ou seja, que existem elementos de área que são expostos ao ar por diferentes períodos de tempo.

As idades dos elementos podem ser distribuídas de acordo com uma função do tipo:

$$\varphi(t) = r \exp(-rt) \quad (21)$$

em que r é a taxa de produção de novas superfícies.

A taxa de produção de novas superfícies é constante e a probabilidade de qualquer elemento ser substituído independe do tempo de exposição.

O fluxo médio de transferência de massa junto à superfície, por unidade de área, é então:

$$\bar{J} = \int_0^\infty (C_s - C_1) \sqrt{\frac{D_m}{\pi t}} r \exp(-rt) dt = (C_s - C_1) \sqrt{D_m r} \quad (22)$$

Combinando as Equações 7 e 22, obtém-se:

$$K_1 = \sqrt{D_m r} \quad (23)$$

Na teoria da renovação superficial, a taxa de produção de novas superfícies representa o parâmetro vinculado à turbulência. Para Schulz (2003), a quantificação desta taxa, entretanto, não é uma questão fechada.

A maior diferença entre a teoria dos dois filmes e as duas teorias de renovação da superfície está relacionada à forma com que o coeficiente de transferência de massa global é formulado. Na teoria dos dois filmes, o K_1 é proporcional a D_m ; enquanto que, na teoria da penetração e da renovação superficial, ele é proporcional a raiz quadrada de D_m .

Apesar das muitas controvérsias relacionadas às teorias que buscam quantificar o processo de absorção de gás por um volume líquido, é reconhecido que os três modelos, dos dois filmes, da penetração e da renovação superficial, formaram a base para o desenvolvimento dos modelos que se seguiram.

3.2.4 Modelos dos Turbilhões

Posteriormente a teoria da renovação superficial, modelos conceituais foram desenvolvidos com o intuito de relacionar a taxa de produção de novas superfícies (r) a parâmetros turbulentos.

O escoamento turbulento apresenta como característica a presença de turbilhões de diferentes tamanhos, que vão desde a dimensão do escoamento dominante, isto é, turbilhões de escala integral, até turbilhões de escala de Kolmogorov (POPE, 2000). Os grandes turbilhões são instáveis e decompõem-se em múltiplos turbilhões menores, para os quais a energia é transferida. Essa transferência é eficiente e pouca energia cinética é perdida (POPE, 2000). Quando os turbilhões tornam-se pequenos o suficiente, da ordem da escala de Kolmogorov, a energia cinética é convertida em energia térmica. A conversão de energia pode ser quantificada usando a taxa de dissipação de energia turbulenta por unidade de massa (ε). Dados experimentais demonstram que ε pode ser considerada, para canais, igual a (MOOG; JIRKA, 1999):

$$\varepsilon = \frac{u^{*3}}{H} \quad (24)$$

em que u^* é a velocidade de cisalhamento e H é a profundidade média do escoamento.

Tamburrino e Aravena (2002) realizaram estudos de reoxigenação em um tanque agitado por jatos e consideraram que a taxa de dissipação de energia turbulenta era igual a:

$$\varepsilon = \frac{U_0^3}{Y_0} \quad (25)$$

em que U_0 é a intensidade turbulenta na região de turbulência isotrópica e Y_0 é a profundidade da região isotrópica.

Como já foi mencionado, a estimativa do menor turbilhão, em que a energia cinética turbulenta é convertida em energia térmica, é dada pela micro-escala de Kolmogorov (η), definida como:

$$\eta = \frac{v^{3/4}}{\varepsilon^{1/4}} \quad (26)$$

em que v é a viscosidade cinemática do fluido.

Diante do exposto, dois modelos para explicitar “ r ” podem ser aplicados: um para o caso da CLC ser renovada por turbilhões de escala integral, conhecido por modelo dos grandes turbilhões; e o outro para o caso da CLC ser renovada por turbilhões de escala de Kolmogorov, conhecido por modelo dos pequenos turbilhões.

O primeiro passo foi dado por Fortescue e Pearson (1970). Eles assumiram que os maiores turbilhões dominam o processo de transferência de massa e, por isso, “ r ” pode ser estimado por u'/L_1 , em que u' é o valor RMS da flutuação da velocidade turbulenta e L_1 é o comprimento característico das grandes escalas. Inserindo esse termo na Equação 23 e

adimensionalizando, o modelo dos grandes turbilhões torna-se igual a (MOOG; JIRKA, 1999):

$$K_l^+ = \frac{K_l}{u'} \approx \frac{K_l}{u^*} \alpha Sc^{-1/2} R_*^{-1/2} \quad (27)$$

em que K_l^+ é o coeficiente de transferência de massa adimensional, Sc é o número de Schmidt, ν/D_m , e R_* é igual a u^*H/ν .

Lamont e Scott (1970), considerando a atenuação da velocidade vertical devido à superfície livre, sugeriram que os pequenos turbilhões são o mecanismo responsável pelo processo de transferência de massa e que “ r ” pode ser aproximado por $(\varepsilon/\nu)^{1/2}$. Inserindo esse termo na Equação 23, substituindo ε pela Equação 24, e adimensionalizando, o modelo dos pequenos turbilhões torna-se igual a (MOOG; JIRKA, 1999):

$$K_l^+ = \frac{K_l}{u'} \approx \frac{K_l}{u^*} \alpha Sc^{-1/2} R_*^{-1/4} \quad (28)$$

A comparação entre as Equações 27 e 28 mostra que os modelos, dos grandes e dos pequenos turbilhões, são diferentes apenas em relação ao valor do expoente do número de Reynolds. Portanto, esses modelos têm a seguinte forma geral:

$$K_l^+ \alpha Sc^{-1/2} R_*^n \quad (29)$$

Moog e Jirka (1999) realizaram experimentos em um canal retangular (20 m de comprimento e 1 m de largura) e encontraram, com o uso da análise de regressão linear que n é igual a - 0,29; valor próximo ao do modelo dos pequenos turbilhões. A análise de regressão não linear, para n fixado em - 0,25, produziu o seguinte modelo:

$$K_l^+ Sc^{1/2} = 0,161 R_*^{-1/4} \quad (30)$$

que na forma dimensional torna-se:

$$K_l = 0,161 Sc^{-1/2} (\varepsilon \nu)^{1/4} \quad (31)$$

O K_l calculado com a Equação 31 foi comparado com o K_l obtido em diversos ensaios de reoxigenação superficial realizados em um canal retangular, produzindo um erro relativo médio de - 4,27 % (GUALTIERI; GUALTIERI, 2004).

Entretanto, observações realizadas com baixos números de Reynolds sugerem que as grandes escalas são responsáveis pela transferência de massa interfacial (GUALTIERI; GUALTIERI, 2004).

Medidas realizadas no laboratório e no campo ajustam-se bem aos modelos dos grandes e pequenos turbilhões (TAMBURRINO; ARAVENA, 2002; GUALTIERI; GUALTIERI, 2004). Theofanus et al. (1986) mostraram que a qualidade dos ajustes é

dependente do nível de intensidade da turbulência. Eles propuseram o modelo dos dois regimes, no qual o modelo dos grandes turbilhões é relevante em baixo número de Reynolds turbulento ($R_T = u' L_1 / \nu$) e o modelo dos pequenos turbilhões em elevado R_T (Equações 32).

$$K_1 = 0,73u \cdot Sc^{-0,5} R_T \quad \text{para } R_T < 500 \quad (32)$$

$$K_1 = 0,25u \cdot Sc^{-0,25} R_T \quad \text{para } R_T > 500 \quad (33)$$

3.2.5 Modelo de Difusividade Turbulenta

Em contraste aos modelos mencionados anteriormente, nos quais apenas uma escala de turbulência domina o processo de transferência de massa, o modelo de difusividade turbulenta adota multi-escalas que variam ao longo do perfil vertical do escoamento (HERLINA, 2005).

No modelo de difusividade turbulenta, é assumido que a difusão total E_T é resultado da soma da difusão molecular (D_m) e da difusão turbulenta (D_t):

$$E_T = D_m + D_t \quad (34)$$

em que D_t varia com a profundidade do escoamento ($D_t = ay^n$), a é uma constante de proporcionalidade e n é um expoente que varia entre 2 e ∞ , dependendo da influência de D_m sobre o processo de transferência de massa. Integrando $1/E_T$ para profundidade infinita, tem-se:

$$K_1 = (n/\pi) \text{sen}(\pi/n) a^{1/n} D_m^{1-1/n} \quad (35)$$

Quando n é igual a 2, o coeficiente de transferência de massa é proporcional a raiz quadrada de D_m , apresentado o mesmo resultado da teoria da renovação superficial. Por outro lado, quando n é igual a ∞ , o modelo da difusividade turbulenta aproxima-se da teoria dos dois filmes (HERLINA, 2005).

3.3 Modelos Semi-Empíricos e Empíricos para a Determinação do Coeficiente de Reoxigenação

Os modelos semi-empíricos resultam da combinação de modelos conceituais com análises de regressão-correlação de dados experimentais. Esses modelos estabelecem uma relação de dependência do coeficiente de reoxigenação com alguns parâmetros do escoamento. A análise de regressão-correlação é útil para ajustar os dados experimentais à

relação assumida e para avaliar a sua validade. Bennett & Rathbun (1972) apresentam dois exemplos de modelos semi-empíricos, o de Krenkel e Orlob, o qual foi formulado em 1963 e o de Thackston, postulado em 1966.

Segundo Chapra (1997), O'Connor-Dobbins, em 1958, propuseram que a taxa de produção de novas superfícies, parâmetro do modelo de Danckwerts, pode ser considerada igual à relação entre a velocidade média do escoamento e a profundidade.

$$r = \frac{U}{H} \quad (36)$$

em que U é a velocidade média do escoamento.

Essa hipótese foi apoiada por dados experimentais. Substituindo-se esta relação na Equação 23, obtém-se:

$$K_1 = \sqrt{D_m \frac{U}{H}} \quad (37)$$

A difusão do oxigênio na água é de aproximadamente de $2,09 \times 10^{-5} \text{ cm}^2/\text{s}$. Se, na Equação 37, for introduzida a variável K_2 , o modelo de O'Connor-Dobbins resulta em:

$$K_2 = 3,93 \frac{U^{0,5}}{H^{1,5}} \quad (38)$$

Na Equação 38, a profundidade e a velocidade do escoamento têm como unidades “m” e “m/s”; enquanto que K_2 é expresso em “dia⁻¹”.

Os modelos empíricos resultam da análise de regressão, pelo método dos mínimos quadrados, de variáveis consideradas pertinentes pelo investigador, ou que são resultantes da análise dimensional de parâmetros hidráulicos e propriedades do gás e líquido (BENNETT; RATHBUN, 1972).

A primeira tentativa para relacionar parâmetros hidráulicos do escoamento com o coeficiente de reoxigenação foi realizada por Streeter-Phelps (1925). Eles propuseram uma relação de dependência de K_2 com a velocidade média do escoamento e com a profundidade:

$$K_2 = C \frac{U^n}{H^2} \quad (39)$$

em que C e n são constantes que devem ser determinadas para uma situação hidráulica particular.

A partir daí, um número grande de equações empíricas foram desenvolvidas com base na análise de regressão-correlação de dados de campo e de laboratório. Várias técnicas de

campo foram empregadas na elaboração dos estudos, tais como, a dos traçadores gasosos, do distúrbio de equilíbrio, do balanço de massa e outras.

De acordo com Chapra (1997), Churchill e outros pesquisadores, em 1962, exploraram o fato de a água que deixava o reservatório do vale do rio Tennessee estar com um déficit de oxigênio dissolvido. Dessa forma, eles mediram a concentração de oxigênio dissolvido no trecho a jusante da represa, associaram com o K_2 e correlacionaram seu resultado com a profundidade e velocidade do escoamento, obtendo:

$$K_2 = 5,026 \frac{U}{H^{1,67}} \quad (40)$$

A profundidade e a velocidade do escoamento devem apresentar como unidades “m” e “m/s”; enquanto o K_2 é expresso em “dia⁻¹”.

Owens, Edwards e Gibbs (1964), citados por Chapra (1997), estudaram o mecanismo de reoxigenação superficial em pequenos rios da Inglaterra. Diferentemente de Churchill, eles reduziram a concentração de oxigênio dissolvido com o uso de sulfito de sódio e, posteriormente, determinaram o coeficiente de reoxigenação superficial por meio da técnica do distúrbio de equilíbrio. O modelo empírico produzido por Owens, Edwards e Gibbs é mostrado abaixo:

$$K_2 = 5,32 \frac{U^{0,67}}{H^{1,85}} \quad (41)$$

Bennett & Rathbun (1972) compilaram e reavaliaram os dados de campo de várias equações de previsão então disponíveis e desenvolveram um modelo para a previsão do K_2 utilizando análise que regressão:

$$K_2 = 8,76 \frac{U^{0,607}}{H^{1,689}} \quad (42)$$

Barbosa Jr. (1997) obteve um modelo empírico utilizando-se de dados de cursos d'água naturais da região de São Carlos (SP). Os coeficientes foram obtidos com o emprego da técnica dos traçadores gasosos. O referido autor produziu um modelo que relaciona o coeficiente de reoxigenação com as características físicas e hidráulicas do curso d'água (velocidade média do escoamento, profundidade e declividade longitudinal da linha d'água), por meio de uma análise de regressão múltipla. O modelo escrito por Barbosa Jr. (1997) é mostrado abaixo:

$$K_2 = 524,3 \frac{U^{0,606} S^{0,562}}{H^{0,658}} \quad (43)$$

em que S é a declividade longitudinal da linha d'água.

Melching e Flores (1999) produziram modelos empíricos para quatro grupos distintos de rios. Os dados de campo, parâmetros hidráulicos e o K_2 , utilizados para a construção desses modelos, foram compilados da *U. S. Geological Survey*. O K_2 foi medido, por esta agência de pesquisa, com o emprego da técnica dos traçadores gasosos. Os quatro modelos desenvolvidos são apresentados abaixo:

1. Rios não canalizados, com vazão menor do que $0,556 \text{ m}^3/\text{s}$.

$$K_2 = 517 \frac{U^{0,524}}{Q^{0,242}} \quad (44)$$

2. Rios não canalizados, com vazão maior do que $0,556 \text{ m}^3/\text{s}$.

$$K_2 = 596 \frac{U^{0,528}}{Q^{0,136}} \quad (45)$$

3. Rios canalizados, com vazão menor do que $0,556 \text{ m}^3/\text{s}$.

$$K_2 = 88 \frac{U^{0,313}}{H^{0,353}} \quad (46)$$

4. Rios canalizados, com vazão maior do que $0,556 \text{ m}^3/\text{s}$.

$$K_2 = 142 \frac{U^{0,333}}{H^{0,66} B^{0,243}} \quad (47)$$

Nas Equações 44 a 47, Q é a vazão do escoamento, em “ m^3/s ”, e B é a largura do canal, em “ m ”. O K_2 é expresso em “ dia^{-1} ”.

Notando-se a necessidade de aperfeiçoar os modelos empíricos, alguns autores realizaram estudos abordando outros fatores que influenciam na previsão do coeficiente de reoxigenação, além dos parâmetros comumente utilizados como a profundidade, a velocidade do escoamento, a declividade e a largura do canal.

Costa (2011) estudou, em condições de laboratório, a influência da rugosidade do leito de um canal sobre o coeficiente de reoxigenação superficial. A variação da rugosidade foi realizada com o uso de obstáculos com geometria conhecida, dispostos transversalmente ao escoamento. Os resultados mostraram evidências de que o coeficiente de reoxigenação é controlado de forma significativa pela rugosidade do leito do canal. O modelo matemático, de natureza semi-empírica, desenvolvido por Costa (2011) é apresentado a seguir:

$$K_2 = \frac{U}{H} \left[0,2294 \left(\frac{e}{H} \right)^{-0,6394} \left(\frac{\lambda}{H} \right)^{-0,8348} (Fr)^{0,0259} \right] \quad (48)$$

em que “e” representa a altura dos elementos rugosos, λ representa o distanciamento entre os elementos rugosos e Fr é o número de Froude ($U/\sqrt{g.H}$).

Os modelos empíricos e semi-empíricos presentes na literatura têm sido amplamente aplicados em estudos de qualidade da água. Contudo, pesquisas demonstram que eles geralmente resultam em “pobres” ajustes com os dados de campo, quando estes são diferentes daqueles para os quais os modelos foram originalmente desenvolvidos (MELCHING; FLORES, 1999).

Gualtieri et al. (2002) realizaram uma investigação cuidadosa sobre o processo de reoxigenação baseada em análise dimensional e concluíram que os modelos disponíveis na literatura não podem ser aplicados de forma generalizada, pois não englobam alguns parâmetros chave que afetam o processo de reoxigenação em um corpo d’água, como: aceleração gravitacional, velocidade de cisalhamento, fator de forma da seção transversal, número de Froude, tensão superficial da água, coeficiente de rugosidade de Manning e taxa de dissipação de energia por unidade de massa.

O espalhamento dos resultados oriundos da aplicação dos diferentes modelos, disponíveis na literatura, em função da profundidade do escoamento são apresentados na Figura 4. O modelo de O’Connor-Dobbins (1958) tende a subestimar a taxa de reoxigenação, enquanto o modelo de Owens et al. (1964) produz uma superestimação.

Figura 4. Diferentes valores de K_2 (base e) para rios (velocidade média do escoamento 0,3m/s). Fonte: Modificado a partir de EPA (1985)

Lau² (1972 apud Schulz, 1989) vê os modelos empíricos como ferramentas de projeto e planejamento e não como explicações para o mecanismo de absorção. Todavia, Schulz (1989) ressalta que, em projetos de alto custo, onde é necessário um conhecimento mais preciso sobre a qualidade futura da água, dificilmente essas expressões serão substituídas adequadas para as medidas “in loco”.

Gonçalves (2009) elucida, com um exemplo gráfico, Figura 5, a importância do K_2 para a modelagem da qualidade da água e a “pobre” concordância entre os resultados produzidos por diferentes modelos empíricos. É possível observar a disparidade entre os perfis de concentração de oxigênio dissolvido (OD) quando diferentes valores de K_2 são utilizados.

Essa disparidade pode conduzir a uma interpretação errônea do efeito das águas residuárias sobre o OD de um rio e, conseqüentemente, resultar em uma determinação imprópria da eficiência requerida por uma estação de tratamento de esgoto (ETE).

Figura 5. Perfis de concentração de OD para diferentes valores de K_2

² Lau, Y. L. A Review of Conceptual Models and Prediction Equations for Reaeration in Open Channel Flow. **Technical Bulletin**, n. 61, Inland Waters Branch, Dept. of Environment, Ottawa, Canada, 1972.

4 TÉCNICAS DE MEDIDA DO COEFICIENTE DE REOXIGENAÇÃO SUPERFICIAL

Para solucionar o impasse da determinação do K_2 , técnicas de previsão surgiram. Algumas delas – como a técnica dos traçadores gasosos e das sondas solúveis flutuantes – são baseadas na avaliação indireta do coeficiente de reoxigenação superficial através de outros fenômenos físicos que estejam associados ao escoamento turbulento. Em outras o K_2 é obtido de forma direta, como a técnica da perturbação do equilíbrio e do balanço de oxigênio dissolvido.

4.1 Técnica do Balanço de Oxigênio Dissolvido

A técnica do balanço de oxigênio dissolvido desenvolvida para a medida do coeficiente de reoxigenação superficial é baseada no conceito do modelo uni-dimensional proposto por Streeter-Phelps em 1925. Inicialmente este modelo considerava apenas a demanda bioquímica de oxigênio dissolvido (DBO) como sumidouro e a reoxigenação superficial como fonte de OD no corpo hídrico. Mais tarde, o modelo foi complementado por outros fatores tais como: demanda de oxigênio que pode ser, carbonácea, de nitrogênio, e bentônica; produção fotossintética; respiração planctônica; etc.

Essa técnica consiste em se medir a variação de OD ao longo de um trecho de um corpo d'água em regime permanente, avaliando-se todas as outras fontes e sumidouros de OD, exceto a reoxigenação superficial. O K_2 pode ser obtido através da diferença entre a variação de OD observada e as diversas fontes e sumidouros avaliados.

Bennett & Rathbun (1972) observaram que a técnica do balanço de OD só poderá ser utilizada quando muitas destas fontes e sumidouros puderem ser eliminadas; caso contrário, a precisão com que K_2 é determinado irá depender de difíceis medidas ou estimativas necessárias para quantificar esses parâmetros. Ainda sobre esse problema, Bennett & Rathbun (1972) pesquisaram (análise de sensibilidade) a contribuição da não inclusão de algumas fontes e sumidouros de OD, quando presentes em corpo d'água, na incerteza do cálculo do K_2 . Eles concluíram que a produção fotossintética é o principal fator, seguindo-se, por ordem de importância, os erros nas medidas do déficit de oxigênio, os erros no cálculo do coeficiente de desoxigenação, e a avaliação da demanda bioquímica de oxigênio carbonácea.

Diante deste contexto, fica evidente que a técnica do balanço de oxigênio dissolvido está sujeita a erros significativos, resultantes das várias fontes e sumidouros de oxigênio

dissolvido que muitas vezes não podem ser consideradas como uniformemente distribuídas em um curso d'água e são, em geral, de comportamento irregular devido à sua natureza bioquímica.

4.2 Técnica da Perturbação do Equilíbrio

A técnica da perturbação do equilíbrio é empregada para medidas de reoxigenação em escoamentos de pequeno porte, com vazões inferiores a 1,5 m³/s, como descrito por Bicudo (1988). Essa técnica requer que sejam medidas as concentrações de OD a montante e a jusante do trecho em estudo, com dois níveis diferentes do déficit a montante do trecho em questão. Esses valores são produzidos pela adição controlada de sulfito de sódio e de um catalisador, geralmente cloreto de cobalto. Supondo-se que todas as fontes e sumidouros de OD (com exceção da reoxigenação superficial) sejam constantes no trecho e não sejam afetadas pela adição do sulfito durante as medidas, pode-se determinar o valor do K₂ no trecho em estudo, através das diferenças entre as concentrações medidas antes e depois da adição do sulfito (Equação 49).

$$K_2 = \frac{1}{t_2^* - t_1^*} \ln \frac{(C - C')_1}{(C - C')_2} \quad (49)$$

em que: t* equivale a x/U que por sua vez, corresponde ao intervalo de tempo gasto por um elemento da massa líquida dotado de velocidade U, para percorrer a distância x; C é a concentração de OD na condição normal e C' a concentração de OD na condição alterada.

De acordo com Bicudo (1988), esta técnica só deve ser aplicada quando se tenha certeza de que o sulfito de sódio seja completamente oxidado antes de alcançar o primeiro ponto de amostragem, critério esse, dependente das características de mistura horizontal e vertical do trecho escolhido, e também do equipamento de adição do reagente químico. O mesmo autor lembra que a aplicação dessa técnica limita-se aos cursos d'água onde não se verifique a variação temporal das diversas fontes e sumidouros.

4.3 Técnica dos Traçadores Gasosos

Com o objetivo de minimizar as limitações das técnicas anteriores descritas, Tsivoglou et al. (1965) propuseram medir o K₂ independentemente das interferências de natureza químicas e biológicas do meio sobre o oxigênio, mediante a dissolução de um gás a montante

de um trecho em estudo (traçador gasoso). O procedimento empregado está relacionado com determinar-se o coeficiente de dessorção (K_T) do traçador dissolvido e multiplicá-lo por um fator de conversão (R_T). Este fator de conversão é obtido a partir de resultados de ensaios em laboratório. O produto entre K_T e R_T é igual ao coeficiente de reoxigenação superficial para o trecho observado, como apresentado na Equação 50. O gás utilizado é, geralmente, um hidrocarboneto de baixo peso molecular.

$$R_T = \frac{K_2}{K_T} \quad (50)$$

Destaca-se que a principal suposição da técnica dos traçadores gasosos se baseia na observação experimental de que a razão de transferência entre dois gases é constante dentro dos limites do erro experimental, e independente da temperatura e das condições de mistura.

A técnica dos traçadores gasosos é tida como a mais precisa no momento. Porém, restrições ao seu uso devem ser levadas em consideração no que diz respeito à disponibilidade de fundos para a realização de estudos detalhados, e ao emprego do método em ambientes de baixa transferência. Costa (1999) lembra que, além de onerosa, quando empregada em campo, essa técnica exige um grupo de profissionais especializados.

4.4 Técnica da Sonda Solúvel Flutuante

Giorgetti e Giansanti (1983) propuseram uma nova técnica de medida do K_2 , a qual é baseada na dissolução de sólidos flutuando na superfície da água. Para a aplicação desta técnica era necessário apenas uma balança analítica.

Os autores partiram da suposição que a dissolução de um sólido submerso perto da superfície de um corpo d'água é aumentada pela turbulência do escoamento. Essa turbulência, por sua vez, é também responsável através da renovação superficial, pela reoxigenação do corpo d'água. Como os dois processos de transferência de massa dependem do nível de agitação do líquido, os autores acreditavam que deveria existir uma relação entre os dois processos; manifestando-se quantitativamente através dos parâmetros coeficiente de transferência de massa de O_2 para água e velocidade de dissolução do corpo sólido. Isto torna possível o uso do segundo parâmetro para a determinação indireta do K_2 . Fez-se inicialmente a hipótese de que o processo de dissolução da sonda era descrito por um modelo de primeira ordem do tipo (Equação 51):

$$\frac{M}{M_0} = \exp(-K_s t) \quad (51)$$

em que M é a massa do sólido em um tempo t , M_0 é a massa inicial do sólido, K_s é o coeficiente de dissolução do sólido e t é o tempo de exposição.

O primeiro estudo feito por Giorgetti e Giansanti em 1983 foi conduzido em um tanque de agitação onde a água era recirculada, podendo ser produzidos diferentes níveis de turbulência. Balas de açúcar, suspensas por uma boia de isopor, foram utilizadas como sonda solúvel (Figura 6).

Figura 6. Desenho esquemático da sonda flutuante desenvolvida por Giorgetti e Giansanti (1983)

As conclusões desse estudo foi que ambos, K_s e K_2 , são fortemente dependentes do nível de turbulência, porém os dados obtidos foram insuficientes para o desenvolvimento de uma relação que correlacionasse os dois coeficientes.

Em extensão a esse estudo preliminar, Giansanti e Giorgetti (1986) realizaram medidas experimentais de K_2 e K_s em um canal de recirculação de 12 m de comprimento, 15cm de largura e 20 cm de profundidade, para várias condições hidráulicas e velocidade variando de 0,26 a 0,56 m/s. O resultado indicou uma forte correlação entre os processos de reoxigenação superficial e de dissolução dos sólidos. Também ficou evidente que não há diferenças significativas do K_2 e K_s para diferentes rugosidades, demonstrando que esta afeta os dois processos.

Contudo, Schulz (1985) demonstrou que o modelo de primeira ordem não é adequado para descrever o processo de dissolução quando a sonda é submetida por período longo de exposição; assim foi desenvolvido, pelo autor, um modelo cúbico (Equação 52). Ele utilizou como sonda solúvel um monocrystal de cloreto de sódio de formato cúbico.

$$\frac{M}{M_o} = \left(1 - \frac{V_s}{L_o} t\right)^3 \quad (52)$$

em que L_o é a dimensão característica inicial do cubo, V_s é a velocidade de dissolução e V_s/L_o tem a mesma dimensão que o K_2 .

Schulz (1985) concluiu que o modelo cúbico é adequado para descrever o processo de dissolução e, também, que para baixos níveis de turbulência o principal processo físico responsável pela dissolução é a convecção natural e que o modelo cúbico não pode descrever o fenômeno nessa situação. No entanto, para níveis mais elevados de turbulência foi possível expressar qualitativamente K_2 como uma função de V_s .

Posteriormente Giorgetti, James e Bicudo (1986) afirmaram que a dissolução do sólido não pode ser considerada uniforme através da superfície do sólido cúbico e que a dimensão característica linear pode não se comportar como foi considerado anteriormente. Por isso foi desenvolvido um novo modelo para descrever o processo de dissolução, no qual a mudança da área superficial como função do tempo é descrita pela série de Taylor, com as dimensões características do cubo a_o , b_o e c_o (Equação 53):

$$\frac{M_o - M}{M} = -2 \frac{(a_o b_o + b_o c_o + a_o c_o)}{a_o b_o c_o} V_s t + 4 \frac{(a_o + b_o + c_o)}{a_o b_o c_o} (V_s t)^2 - 8 \frac{1}{a_o b_o c_o} V_s^2 t^3 \quad (53)$$

Giorgetti, James e Bicudo (1986) realizaram seus estudos experimentais em um canal aberto de concreto com 4.000 m e 2,5 m de largura e escoamento variável. Nesse trabalho, os autores mostraram que a velocidade de dissolução dos monocristais de cloreto de sódio permaneceu constante para diferentes condições hidráulicas. Diante desses resultados, eles concluíram que o uso de monocristais de cloreto de sódio como sonda parece ser inadequado. Foi então sugerido pelos autores que em trabalhos futuros se empregasse um material menos solúvel na confecção da sonda.

Bicudo (1988) também realizou estudos com sonda solúvel flutuante. Utilizando um canal circular com doze diferentes condições hidráulicas que eram estabelecidas pela combinação de quatro diferentes níveis de profundidade, combinados com três diferentes velocidades de escoamento. O autor escolheu o ácido benzóico como material a ser empregado na confecção das sondas solúveis. Com esse trabalho foi verificada a existência de uma forte correlação entre a dissolução do sólido e o processo de reoxigenação superficial. Isto foi perfeitamente investigado e o autor concluiu ser a proposta do método, simples e confiável para medidas da taxa de reoxigenação em pequenos canais. No entanto, ele sugeriu

que mais estudos fossem realizados para expressar a relação K_2/V_s como uma função da turbulência, conduzindo assim, a estudos comparativos.

Posteriormente, Giorgetti e Schulz (1990) trabalharam com sondas solúveis constituídas de ácido oxálico desidratado. Esse material, por sua vez, apresenta uma solubilidade um pouco maior que o ácido benzóico, o que favorece o seu uso em medidas de campo. Os resultados obtidos em experimentos de laboratório mostraram que as previsões teóricas para o processo de dissolução foram confirmadas, observando-se uma boa correlação entre as velocidades de dissolução das sondas de ácido oxálico e os coeficientes de transferência de oxigênio através da superfície livre. Uma constatação interessante foi sobre o caráter universal da correlação entre K_1 e V_s , pois esta permanece a mesma para uma determinada combinação de sólido-gás-líquido, independente da geometria e da escala dos sistemas fluidodinâmicos.

Rodrigues (1996) testou o uso de sondas solúveis esféricas em laboratório. Para tanto, utilizou-se um tanque de agitação hidrodinâmica em ambiente controlado. Os resultados obtidos sugerem a existência da influência do fator de escala na velocidade de dissolução das sondas, o que definiu a inviabilidade do uso deste tipo de geometria.

O último estudo com sondas solúveis foi realizado por Costa (1999) o qual compreendeu o aperfeiçoamento da confecção de sondas planas de ácido oxálico e a sua dissolução unidimensional em teste de laboratório e campo.

4.5 Técnica do Sensor Foto-Elétrico

Roma (1988) desenvolveu uma forma inovadora de estudar a turbulência na superfície de um líquido com o uso de um sensor foto-elétrico. O sensor é um instrumento que quantifica na forma de um sinal elétrico, dentro de uma faixa de tensão, a incidência de um raio luminoso sobre o elemento semiconductor que, basicamente, constitui o sensor.

O método consiste em quantificar as perturbações às quais a superfície líquida está sujeita quando sob agitação, através de um experimento constituído de uma lâmpada incandescente de corrente contínua colocada acima da superfície (5,0 cm) e uma célula foto-elétrica colocada abaixo da superfície (3,0 cm). O desenho esquemático do experimento utilizado por Roma (1998) é mostrado na Figura 7.

Figura 7. Desenho esquemático do experimento desenvolvido por Roma (1988)

O sinal obtido, para um determinado nível de agitação, pelo sensor foto-elétrico é mostrado na Figura 8. Roma (1988) considera que os resultados da sonda sejam proporcionais à componente vertical de velocidade. Esses resultados são transformados em valores RMS (Raiz Média Quadrática) para diferentes níveis de agitação. O valor RMS é quantificado por intermédio da raiz quadrada da média do quadrado dos valores da variável (Equação 54).

$$v_{\text{RMS}} = \sqrt{\overline{v'^2}} \quad (54)$$

em que v' é a flutuação da tensão elétrica.

Figura 8. Sinal de turbulência obtido por Roma (1988) para um determinado nível de agitação

Mello (1996) realizou uma análise numérica para estabelecer uma relação entre a flutuação da componente vertical de velocidade (w') e a intensidade luminosa total, caracterizada pela flutuação do sinal elétrico (v'). Essa análise resultou em uma equação que mostra que a velocidade w' é proporcional a $v'^{0,125}$, ou seja, w' pode ser determinada como uma função de uma potência da tensão elétrica medida.

Considerando que, w' é proporcional a deformação superficial e pode ser estimada por v_{RMS} , e da literatura sabe-se que o coeficiente de reoxigenação é proporcional à área superficial turbulenta, obtém-se:

$$K_2 \propto w' \quad (55)$$

Pode-se escrever então que:

$$K_2 \propto v_{RMS}^{0,125} \quad (56)$$

Na Figura 9 é mostrado o gráfico produzido por Mello (1996) para a obtenção de um modelo que correlacione o K_2 com o valor RMS da tensão elétrica.

Figura 9. Correlação obtida entre K_2 (20°C) e v_{RMS} com a análise de Mello (1996)

Outros estudos foram realizados com intuito de aperfeiçoar a técnica do sensor foto-elétrico. Vale destacar os trabalhos realizados por Miranda (2000) que correlacionou o coeficiente de reoxigenação com a densidade espectral associada, D_{ea}^3 , e por Pereira (2002)

³ D_{ae} é a somatória da intensidade de energia em um intervalo representativo do espectro de frequência da deformação superficial.

que realizou diversos experimentos de reoxigenação e os correlacionou com o valor RMS da tensão.

4.6 Técnica da Câmara Flutuante

A técnica da câmara flutuante, desenvolvida por Copeland e Duffer (1964), consiste em uma cúpula de plástico capaz de armazenar o ar acima da superfície da água, de modo que a taxa de troca de oxigênio na interface ar-água possa ser diretamente medida com o uso de um sensor. A alteração da concentração de oxigênio dentro da cúpula é atribuída à difusão do oxigênio para a superfície líquida.

O desenho esquemático da câmara flutuante, na forma de cúpula, e a instalação em campo são mostrados na Figura 10. Na margem superior esquerda da figura é apresentado o desenho da cúpula quando esta é usada para medir a taxa de reoxigenação em rios. Nesses ecossistemas, a câmara flutuante não permanece ancorada e, portanto, a amostragem deve ser realizada em diferentes instantes com o uso de uma seringa.

Figura 10. Desenho esquemático da cúpula flutuante. Fonte: Modificado a partir de Copeland e Duffer (1964)

Belanger e Korzum (1991) direcionaram esforços para avaliar a adequação e a eficácia da técnica para a estimativa do coeficiente de reoxigenação superficial. A avaliação, baseada em cálculos teóricos e dados experimentais, demonstrou que há grandes diferenças entre o fluxo de oxigênio para a interface ($\text{kg/m}^3/\text{h}$) calculado com a técnica da câmara flutuante e o fluxo medido, ao longo do tempo, em tanques experimentais. Análises adicionais revelaram

que a câmara aquece e resfria ao longo do dia, causando alterações na pressão e na temperatura da massa de ar aprisionada em seu interior. Devido a esses problemas e ao fato da câmara subestimar a taxa de reoxigenação, uma vez que ela cria zonas estagnadas de ar em seu interior, a técnica da câmara flutuante é classificada como imprecisa e não confiável.

Vachon, Prairie e Cole (2010) aplicaram a técnica da câmara flutuante para estimar o coeficiente de transferência de massa do gás CO_2 , em lagos menores do que 1 km^2 e maiores do que 600 km^2 , e concluíram baseados em dados experimentais que a câmara aumenta, devido ao seu próprio movimento, a turbulência da água. Por isso, a estimativa do coeficiente de transferência de massa é superestimada em até 1000%, em baixo nível de turbulência, e em até 50%, em elevado nível de turbulência.

A análise dos trabalhos citados acima indica que os fenômenos relacionados à técnica da câmara flutuante não foram completamente entendidos e, por isso, esforços, teóricos e experimentais, são necessários para que essa técnica possa ter uma aplicação mais geral.

5 EFEITOS AMBIENTAIS SOBRE O MECANISMO DE TRANSFERÊNCIA DE MASSA DE OXIGÊNIO NA INTERFACE

A taxa de transferência de massa de oxigênio é normalmente interpretada como uma função dos parâmetros hidráulicos do escoamento, tais como velocidade, profundidade e declividade. No entanto, outros fatores influenciam nesse processo e, por isso, devem ser considerados. Nos itens abaixo são discutidas as influências da temperatura, da umidade atmosférica, da concentração de saturação e dos surfactantes sobre o mecanismo de transferência de massa de oxigênio.

5.1 Concentração de Saturação de Oxigênio (C_s)

O C_s é afetado por diversos fatores ambientais. Em relação à modelagem da qualidade da água, os fatores mais importantes são a temperatura da água, a pressão atmosférica (ou altitude) e a salinidade.

Segundo Gonçalves (2009), o valor de C_s pode ser estimado por inúmeros modelos empíricos (a maioria baseado em análise de regressão) que começaram a ser desenvolvidos na década de 60. Nessa época, os pesquisadores correlacionavam o valor de C_s apenas com a temperatura da água. Posteriormente, outros modelos foram desenvolvidos e os efeitos da pressão atmosférica e salinidades foram considerados. Alguns modelos utilizados para a estimativa de C_s são ilustrados no Quadro 1.

Quadro 1. Equações propostas para a estimativa de C_s (mg/l)

Basca & Arnett (1976)	$C_s = 14,652 - (0,41022.T) + (0,007991.T^2) - (1,7774.10^5.T^3)$, $T = ^\circ C$
Popel (1979)	$C_s = (14,652 - 4,1022.10^{-1}.T + 7,9910.10^{-3}.T^2 - 7,7774.10^{-5}.T^3).[1 - (Al/9450)]$, $T = ^\circ C$ e $Al = \text{Altitude (m)}$
Johnson & Duke (1976)	$C_s = 14,62 - (0,3898.T) + (0,006969.T^2) - (5,897.10^5.T^3)$, $T = ^\circ C$
Roesner et al. (1981)	$C_s = 24,89 - (0,4259.T) + (0,003734.T^2) - (1,328.10^5.T^3)$, $T = ^\circ F$
US Army (1982)	$C_s = 14,6.e^{-\left[\left(0,027767-0,00027T+0,00002T^2\right).T\right]}$, $T = ^\circ F$
Bauer et al. (1979)	$C_s = \left[14,652 - (0,41022.T) + (0,007991.T^2) - (1,7774.10^5.T^3)\right]\left(\frac{PB}{29,92}\right)$, $T = ^\circ C$, $PB = \text{Pressão Barométrica} = 3,00.10^{-5} \text{ atm}$
Genet et al. (1974)	$C_s = 14,5532 - (0,38217.T) + (0,0054258.T^2) - CL(1,664.10^4 - 5,866.10^0 + 9,796.10^{-8}.T^2)$ $T = ^\circ C$, $CL = \text{Concentração de cloretos em ppm}$

Fonte: Modificado a partir de McCutcheon (1989)

Deve ser observado que a maioria deles tem formato polinomial. O efeito da salinidade é considerado na última equação do quadro. Esse efeito só é relevante para modelos aplicados a estuários e oceanos. Para a modelagem da qualidade da água em rios, o parâmetro salinidade pode ser considerado igual à zero (EPA, 1985).

Silveira (2007) relata que existem divergências entre os resultados obtidos pelos vários modelos utilizados para a determinação de C_s . Ele completa afirmando que as maiores diferenças são encontradas para condições de elevada salinidade, como em oceanos e estuários, e que para as águas doces, considerando a faixa de temperatura de 10 a 25°C, a variação percentual em relação à média é de aproximadamente 2%.

Na Figura 11 é mostrado o comportamento da concentração de saturação de oxigênio em função da temperatura, salinidade e altitude. Deve ser observado que a elevação da temperatura reduz o valor de C_s (a maior agitação entre as moléculas na água faz com que os gases dissolvidos tendam a passar para a fase gasosa). O mesmo ocorre para a variável salinidade (o aumento da concentração de sais afeta a solubilidade do oxigênio) e altitude (o aumento da altitude reduz a pressão que é exercida para que o oxigênio se dissolva na água).

Figura 11. Relação entre a concentração de saturação de oxigênio e a temperatura da água: (a) para diferentes salinidades “S” e (b) diferentes altitudes. Fonte: Modificado a partir de Chapra (1997)

5.2 Efeito da Temperatura sobre o Coeficiente de Reoxigenação

Estudos experimentais relatados em vários trabalhos indicam que há uma elevação do coeficiente de reoxigenação com o aumento da temperatura da água. Na Equação 3 é mostrado que o aumento do K_2 implica em uma elevação da taxa de reoxigenação. No entanto, como discutido no item 5.1, o aumento da temperatura também causa a redução de C_s , o que equivale à redução do déficit de oxigênio ($C_s - C$), resultando em uma diminuição da taxa de reoxigenação. Por isso, a influência global na taxa de reoxigenação dependerá da magnitude de cada variação.

Na tentativa de explicar os mecanismos que causam a elevação do K_2 em função do aumento da temperatura, Oliveira (1996) e Rodrigues (1996) justificam que a temperatura afeta a velocidade das moléculas de oxigênio presentes na água e no ar acima da superfície livre e, conseqüentemente, a elevação da temperatura deve provocar o aumento da taxa de difusão molecular do soluto gasoso no filme líquido superficial. Eles continuam essa discussão afirmando que outras vezes o aumento do K_2 é justificado pelo fato de a difusão molecular depender das propriedades físicas da água, ou seja, o aumento da temperatura além de conduzir a um aumento da energia vibracional das moléculas ao nível da interface líquido-gás, deve produzir uma redução no valor de outras variáveis físicas interferentes no processo, tais como a viscosidade, a densidade e a tensão superficial da água.

Um modelo que descreve a variação de K_2 em função da temperatura é desenvolvido, de uma forma mais rigorosa, com o uso da equação de Arrhenius:

$$\frac{\partial \ln(k)}{\partial T} = \frac{E}{RT^2} \quad (57)$$

em que E é a energia de ativação (J/mol), R é a constante dos gases (J/mol.K) e T é a temperatura absoluta (K).

A Equação 57 é frequentemente usada para se compararem velocidades de reação em duas temperaturas diferentes T_1 e T_2 , por exemplo. Por conseguinte, a integração da Equação 57 entre os limites de T_1 e T_2 resulta em:

$$\frac{k(T_2)}{k(T_1)} = \exp\left(\frac{E(T_2 - T_1)}{R T_2 T_1}\right) \quad (58)$$

A Equação 58 pode ser simplificada considerando-se que: as variações de temperatura da maioria dos corpos d'água naturais, especialmente em rios com extensão menor do que 100 km, são relativamente pequenas (10 a 35°C); e a diferença de temperatura ($T_2 - T_1$) é a

mesma, seja em “K” (Kelvin), seja em “°C” (graus Celsius). Assim, o fator $\exp(E/RT_2T_1)$ pode ser considerado constante. Essa constante é representada pela letra θ .

Na modelagem da qualidade da água, a temperatura de 20°C é utilizada como referência, embora a temperatura de 25°C seja algumas vezes utilizada para velocidades de reação, em países subtropicais. Logo, a Equação 58 é geralmente expressa como:

$$k(T) = k(20) \theta^{(T-20)} \quad (59)$$

Em modelagem da qualidade da água, o parâmetro $k(T)$ representa a velocidade de uma reação qualquer, dependendo do valor de θ . Ele pode representar a velocidade de degradação da matéria orgânica carbonácea ($\theta = 1,047$), de crescimento do fitoplâncton ($\theta = 1,066$), de nitrificação de primeiro estágio ($\theta = 1,080$), etc.

De acordo com Costa (1992), para a reoxigenação superficial, o valor de θ mais empregado é igual a 1,024, porque representa uma média dos valores registrados pelos diferentes pesquisadores. Assim, para o estudo de reoxigenação superficial, a Equação 59 transforma-se em:

$$K_2(T) = K_2(20) 1,024^{(T-20)} \quad (60)$$

5.3 Efeito da Umidade Atmosférica sobre o Coeficiente de Reoxigenação

Segundo Silveira (2004), a falta de pesquisas relacionando a umidade relativa do ar com o K_2 reflete na pouca bibliografia especializada sobre o assunto. Em seguida, são apresentados alguns estudos que tratam dessa relação.

De acordo com Oliveira (1996), uma das primeiras referências a citar a provável influência da umidade atmosférica sobre o processo de absorção de gases por um corpo líquido data de 1919, no trabalho desenvolvido por Adeney e Becker⁴. Esses pesquisadores realizaram experimentos visando determinar a taxa de solubilidade do nitrogênio atmosférico e do oxigênio em água e sugeriram que a quantidade de água contida no ar poderia influenciar na taxa de dissolução por eles estudada.

Costa (1992) investigou a influência da umidade relativa do ar sobre o coeficiente de reoxigenação, e constatou uma dependência significativa do K_2 em relação à umidade relativa

⁴ Adeney, W. E. e Becker, H. G. The Determination of Rate Solution of Atmosphere Nitrogen and Oxygen by Water. **Part. I. Philosophical Magazine. S. G.**, v. 38, n. 225, p. 317-337, 1919.

do ar, que em alguns casos, para uma variação de 20 a 30 % na umidade, houve uma variação de 30 a 50 % no K_2 .

Oliveira (1996) realizou ensaios de reoxigenação em um tanque com agitação hidrodinâmica (impulsor rotativo) sob três condições distintas de umidade relativa (45, 65 e 85%). Os resultados obtidos por ele sugerem a existência de uma resistência ao processo de absorção de oxigênio pela água em condições de elevada umidade atmosférica.

Shiau (1995) investigou a influência da umidade sobre o K_2 por meio de testes de reoxigenação com o uso de difusores. As evidências experimentais indicam que o K_2 decai com o aumento da umidade relativa. O referido autor relata que a relação entre K_2 e a umidade relativa é linear, o aumento de 3% na umidade relativa causa uma redução de 1% no coeficiente de reoxigenação observado.

Silveira (2004) realizou experimentos de reoxigenação em um tanque cilíndrico com agitação mecânica rotativa para diversos níveis de taxa de evaporação, a qual é inversamente proporcional à umidade atmosférica; ou seja, quanto menor a umidade atmosférica maior será a taxa de evaporação. Os resultados obtidos por Silveira (2004) são mostrados na Figura 12.

Figura 12. Coeficiente de reoxigenação em função da taxa de evaporação.
Fonte: Modificado a partir de Silveira (2004)

Pode ser observado que, para todos os níveis, o valor de K_2 aumenta com o aumento da taxa de evaporação, no entanto essa influência é mais significativa nos ensaios realizados com maiores níveis de agitação da água.

Os trabalhos citados anteriormente indicam a existência de uma correlação negativa entre K_2 e a umidade do ar, no entanto esforços ainda precisam ser realizados com o intuito de se obter modelos de cunho mais geral que estimem K_2 em função da umidade atmosférica.

5.4 Efeito de Surfactantes sobre o Coeficiente de Reoxigenação

Os surfactantes apresentam em sua estrutura molecular uma região hidrofóbica, constituída por uma longa cadeia de hidrocarbonetos e uma região hidrofílica, que é um grupo polar ou iônico. De acordo com a região hidrofílica, os surfactantes classificam-se em catiônicos, aniônicos, anfóteros e não iônicos. Tais substâncias tendem a se acumular mais na superfície da água e em muitos casos elas formam um filme monomolecular de moléculas adsorvidas na superfície.

Normalmente, o filme superficial formado é bem homogêneo e não aceita mais nenhuma molécula quando a solução atinge uma determinada concentração, chamada de concentração micelar crítica (CMC).

Acima dessa concentração crítica, as moléculas de surfactantes formam grandes agregados moleculares de dimensões coloidais. A esses agregados, que geralmente contêm 60 a 100 moléculas de surfactante, dá-se o nome de micelas. Segundo Moraes e Rezende (2004), em solução aquosa, as moléculas de surfactante agregam-se formando uma esfera com caudas hidrofóbicas voltadas para o seu interior e os grupos hidrofílicos ou carregados, voltados para fora.

De acordo com Behring et al. (2004), acima da CMC não existe um aumento significativo no número de partículas isoladas e, conseqüentemente, a força de coesão das moléculas da superfície é pouco modificada e não se observam mais efeitos significativos sobre a tensão superficial da solução.

A literatura fornece evidências de que a presença de surfactantes na água tende a reduzir o coeficiente de reoxigenação.

Gameson⁵, Truesdale e Varley (1956), citados por Bennett & Rathbun (1972), estudaram o efeito de aproximadamente 1 mg/l de Alquilbenzeno Sulfonato de Sódio (ABS), em um canal hidráulico, sobre o coeficiente de transferência de massa de oxigênio. Eles

⁵ Gameson, A. L. H., Truesdale, G. A., e Varley, R. A. Some factores affecting the aeration of flowing water: **Water and Sanitary Eng.**, v.6, p.52, 1956.

concluíram que a redução percentual do K_L depende do nível de turbulência, sendo que, a redução máxima ocorre para valores de K_L intermediário.

Os surfactantes reduzem em 30 a 70 % o valor do coeficiente de transferência de massa de um gás na água (ROSSO; HUO; STENSTROM, 2006). Segundo esses autores, devido ao filme superficial formado pelos surfactantes, há uma redução da taxa de renovação superficial e, também, do coeficiente de difusão do gás na água.

O estudo da influência de surfactantes aniônicos sobre os coeficientes de difusão de oxigênio (D_m) e K_L foi realizado por Jamnongwong et al. (2010). Os resultados mostraram que o coeficiente de difusão decai com o aumento da concentração de surfactantes na água. No entanto, D_m torna-se constante quando a CMC, 1,9 g/l, é atingida. Os autores ressaltam ainda que as condições hidrodinâmicas, do experimento de reoxigenação, foram mantidas constantes; ou seja, a redução de K_L só pode ser atribuída à redução do coeficiente de difusão de oxigênio.

George, Caussade e Masbernat (1994) estudaram o problema da transferência de gás na interface ar-água em um tanque com uma série de micro-jatos, com e sem filme superficial. Eles mostraram que a presença de surfactantes aumenta a variabilidade do K_L para um determinado nível de energia cinética interfacial. Resultado similar foi encontrado por McKenna e McGillis (2004). Eles estudaram quantitativamente em um tanque de grade oscilante o impacto da introdução, acidental e proposital, de filmes surfactantes na turbulência da superfície livre e no K_L . A relação entre a turbulência, representada por R_T , e o coeficiente de transferência de massa é mostrada na Figura 13. O conjunto classificado como “limpo I” refere-se aos experimentos realizados com o tanque assiduamente limpo, antes de cada ensaio de reoxigenação a superfície livre era aspirada. O conjunto classificado como “limpo II” refere-se aos experimentos nos quais a superfície livre não era aspirada antes de cada ensaio. O conjunto classificado como *oleyl alcohol* I (álcool I) corresponde aos experimentos realizados com um filme superficial de surfactante não iônico com concentrações estimadas de 0,013 e 0,138 $\mu\text{g}/\text{cm}^3$. Similarmente, os dados do *oleyl alcohol* II (álcool II) refletem a utilização de um surfactante não iônico com concentrações estimadas de 0,043, 0,061 e 0,091 $\mu\text{g}/\text{cm}^3$. O conjunto classificado como “sujo” corresponde aos experimentos nos quais “colesterol” foi adicionado arbitrariamente na superfície com intuito de reduzir a taxa de renovação superficial.

Figura 13. Influência do número de Reynolds turbulento sobre o coeficiente de transferência de massa em um tanque de grade oscilante. Fonte: Modificado a partir de McKenna e McGillis (2003)

Nota-se, na Figura 13, a dificuldade de se obter uma única relação entre a turbulência na superfície e o K_l . A presença do filme superficial reduz o coeficiente de transferência de massa. O resultado não é uma surpresa, uma vez que o transporte de massa na interface ar-água é um processo fortemente relacionado à dinâmica da superfície livre, na qual o efeito dos surfactantes é mais dominante (MCKENNA; MCGILLIS, 2004).

Enquanto há muitos estudos que ajudam a melhorar o entendimento do transporte de massa na interface ar-água, existem poucos trabalhos que tratam simultaneamente da hidrodinâmica, do transporte na interface e dos efeitos dos surfactantes. Por isso, uma relação que englobe K_l , a turbulência na superfície e a concentração de surfactantes ainda não foi completamente desenvolvida.

6 MATERIAL E MÉTODOS

Os estudos foram planejados de forma a avaliar a existência de correlações entre o fenômeno de reoxigenação superficial e os fenômenos físicos associados às novas metodologias de previsão do K_2 propostas nesse trabalho. O resfriamento de um sólido metálico, o decaimento da concentração de uma solução salina em uma esfera e a variação da componente vertical de velocidade junto à superfície livre são os fenômenos físicos investigados. Acredita-se que esses fenômenos são influenciados pela turbulência do escoamento, a qual também é responsável, através da renovação superficial, pela reoxigenação do corpo d'água.

6.1 Sistema de Geração de Turbulência

Os estudos de reoxigenação superficial, de resfriamento de um sólido metálico, de decaimento da concentração de STD e da intensidade turbulenta junto à superfície livre foram realizados em um tanque, cuja massa de água é agitada por jatos (Figura 14).

Figura 14. Desenho esquemático do tanque e dos equipamentos utilizados nos estudos

O tanque de PRFV (Plástico Reforçado com Fibra de Vidro), construído com base quadrada, apresenta 70 cm de altura e área da base de 95 cm x 95 cm. O emprego do PRFV na construção do tanque elimina a necessidade de se executar qualquer correção que leve em conta as perdas do oxigênio em função da oxidação de materiais.

A quantidade total de água utilizada para os ensaios de reoxigenação superficial foi de 270,8 litros. Portanto, o nível da água, medido desde a base do tanque, foi de 30 cm no início de cada teste. A lâmina de água evaporada durante os ensaios, que duraram até 15 horas, foi determinada pelo monitoramento do rebaixamento da superfície livre com o uso de um sonar instalado sobre o tanque.

O sistema de agitação da água é introduzido pela parte inferior do tanque. Esse arranjo foi possível devido à utilização de uma estrutura metálica com 1,30 m de altura.

A recirculação da água foi realizada com um sistema moto-bomba de 1,5 cv de potência. O fundo do tanque é constituído por 324 mangueiras, de 3 mm de diâmetro e 80 mm de comprimento, regularmente espaçadas em 5 cm, por onde a água é injetada e succionada (Figura 15). Essa configuração resultou em uma vazão igual a zero no plano horizontal, paralelo ao fundo do tanque.

As mangueiras de sucção e injeção convergem para tubulações de PVC de 150 mm de diâmetro, as quais estão conectadas nas linhas de sucção e recalque, respectivamente.

Para obtenção de diferentes condições de turbulência, foi instalado na tubulação de recalque um registro que, em função da abertura, causa diferentes níveis de dissipação de energia e, conseqüentemente, velocidades dos jatos.

Figura 15. Arranjo dos dispositivos de entrada e saída de água do tanque

A vazão de recirculação foi medida com o uso de um diafragma instalado na tubulação de recalque, o qual possui 32,2 mm de diâmetro. O diafragma foi dimensionado com base nas velocidades máximas do escoamento esperadas na tubulação de recalque. As dimensões e a fotografia do diafragma são apresentadas na Figura 16. As alterações da pressão antes e depois da obstrução causada pelo diafragma são medidas com o uso de um manômetro digital.

Figura 16. Dimensões e fotografia do diafragma utilizado para a medida de vazão

O diafragma foi calibrado em uma bancada experimental. A operação de calibração consistiu em verificar o valor da vazão, medida pelo método volumétrico, para cada diferença de pressão lida no manômetro. Com os dados de pressão (mm de Hg) e de vazão (m^3/s) em mãos, o modelo que descreve a variação da vazão em função da pressão (Equação 61) pôde ser calibrado, através da determinação do valor do coeficiente de vazão (C_d). O valor deste coeficiente foi determinado aplicando-se o método dos mínimos quadrados.

$$Q = A_o C_d \sqrt{\frac{2(\rho_{\text{Hg}} - \rho_{\text{água}})g\Delta h}{\rho_{\text{água}}(1 - \beta^4)}} \quad (61)$$

em que A_o é a área do diafragma, ρ_{Hg} é a massa específica do mercúrio, $\rho_{\text{água}}$ é a massa específica da água, β é a relação entre d_o/D_o , d_o é o diâmetro do diafragma, D_o é o diâmetro da tubulação e Δh é a altura diferencial do manômetro.

O ajuste obtido pelo modelo e o valor de C_d encontrado são mostrados na Figura 17.

Figura 17. Ajuste entre o modelo e os dados obtidos para a calibração do diafragma

A Equação 61 foi desenvolvida com o uso da equação da continuidade e da equação de Bernoulli entre um local antes da constrição do escoamento e o local onde a constrição ocorre. O coeficiente de vazão é incorporado nessa equação para corrigir os efeitos do cisalhamento e da contração das correntes do fluido.

O cisalhamento originado pelo escoamento da água nas tubulações, de sucção e de recalque, e na bomba faz com que parte da energia mecânica seja transformada em energia interna térmica; ou seja, o cisalhamento provoca uma elevação da temperatura da massa de água. O resultado desse fenômeno pode ser visualizado na Figura 18. Em oito horas de ensaio a temperatura da água passou de 25°C para 50°C. Esse gráfico foi construído com os dados obtidos do monitoramento da temperatura da água durante um ensaio de reoxigenação. Deve ser salientado que a taxa de aumento da temperatura da água depende das condições na qual o experimento é realizado, tais como: a vazão de recirculação da água e a temperatura do ar.

Para minimizar a variação da temperatura durante os ensaios, foi utilizado um trocador de calor do tipo serpentina (Figura 19). O trocador é constituído por uma caixa térmica, de 50cm de altura e área de seção transversal de 50 cm x 50 cm, e de três serpentinas de cobre com 4 m de comprimento e 16 mm de diâmetro, por onde a energia térmica é transferida.

Figura 18. Variação da temperatura da massa de água no tanque

A entrada e a saída do trocador de calor são compostas por caixas de distribuição, dianteira e traseira, pelas quais a água entra e sai das serpentinas, respectivamente. Água e pedaços de gelo, com volume de 600 ml, foram utilizados como fluido refrigerante. A temperatura média do fluido refrigerante dependia de vários fatores, como: grau de abertura do registro, temperatura inicial da água utilizada nos ensaios e tipo do ensaio. Ela variou de aproximadamente 7°C até 15°C. No fundo da caixa térmica foi instalado um dreno, que permite a troca do fluido refrigerante em intervalos de aproximadamente 1 hora.

Figura 19. Desenho esquemático e fotografia do trocador de calor usado nos estudos

Na Figura 20 são apresentadas as curvas de temperatura da água referentes a 15 ensaios de reoxigenação realizados nesse trabalho. Nota-se que apesar de existir variações de temperatura durante os ensaios, a temperatura não alcança valores elevados como os apresentados na Figura 18. A maior variação ocorreu no ensaio 1, 2,7 °C (mínimo de 30,7 e máximo de 33,4°C), o qual apresentou um desvio padrão de 0,8°C. As menores variações ocorreram nos ensaios 4 e 5, 0,9°C (mínimo de 30,0 e máximo de 30,9°C), os quais apresentaram um desvio padrão de 0,3°C. As variações de temperatura da água aqui apresentadas estão dentro do limite aceitável para tais experimentos. Resultados similares foram obtidos por Pinheiro (2011), Righetto (2008) e Schulz (1989).

Destaca-se que a temperatura da água para os outros estudos (resfriamento do sólido metálico, decaimento de STD e determinação da componente vertical de velocidade) manteve-se praticamente constante, uma vez que os tempos de ensaios para esses estudos foram inferiores a 12 minutos.

Figura 20. Temperatura da água durante os ensaios de reoxigenação

Na Figura 21 é apresentada a fotografia dos equipamentos e estruturas usados nos ensaios de reoxigenação, resfriamento dos sólidos metálicos, decaimento da concentração de STD e determinação da componente vertical de velocidade junto à superfície.

Figura 21. Equipamentos e estruturas usados nos estudos. (1) Drenagem do fluido refrigerante; (2) Suporte para fixação dos sensores; (3) Drenagem da água do tanque; (4) Escada para observação da superfície livre; (5) Sistema moto-bomba; (6) Registro; (7) Trocador de calor; e (8) Tanque hidrodinâmico

Os ensaios foram realizados em cinco vazões de recirculação diferentes 1,63, 2,04, 2,38, 2,68 e 2,95 l/s, causando variações nas velocidades dos jatos de 1,42 a 2,57 m/s.

O escoamento da água em um tanque agitado por jatos é dividido em quatro regiões: 1- Região inferior, onde zonas de elevada turbulência (região de injeção dos jatos) são cercadas por zonas de baixa turbulência; 2- Zona central, onde há uma interação direta dos jatos; 3- Zona de turbulência isotrópica; e 4- Camada influenciada pela superfície. Os limites de cada zona dependem das velocidades dos jatos e da profundidade. O início da região isotrópica é definido por Tamburrino e Aravena (2002), Equação 62, que construíram um tanque dimensionalmente idêntico ao produzido nesse estudo.

$$\frac{Y_0}{X} = 0,634 \left(\frac{V_j L_c}{v} \right)^{0,154} \quad (62)$$

em que X é a distância entre os jatos, V_j é a velocidade do jato, $L_c = \sqrt{\pi d_i/2}$ é o comprimento característico, e d_i é o diâmetro interno da mangueira onde o jato é produzido. A intensidade turbulenta na zona isotrópica (U_0) em Y_0 é igual a (TAMBURRINO; ARAVENA, 2002):

$$\frac{U_0}{V_j} = 0,194 \left(\frac{V_j L_c}{\nu} \right)^{-0,318} \quad (63)$$

Considerando os parâmetros hidrodinâmicos e geométricos definidos por Tamburrino e Aravena (2002), o número de Reynolds no início da região isotrópica é definido:

$$Re_y = \frac{U_0 Y_0}{\nu} \quad (64)$$

O resumo das condições hidrodinâmicas usadas nesse estudo é mostrado na Tabela 1.

Tabela 1. Condições hidrodinâmicas estabelecidas no tanque agitado por jatos

Q [L.s^{-1}]	V_j [m.s^{-1}]	U_0 [cm.s^{-1}]	Y_0 [cm]	Re_y [-]	ε [$\text{cm}^2.\text{s}^{-3}$] (Eq. 25)	η [cm] (Eq. 26)
1,63	1,42	2,01	22,53	4514,66	0,36	0,041
2,04	1,78	2,34	23,33	5453,51	0,55	0,039
2,38	2,08	2,61	23,89	6208,40	0,74	0,037
2,68	2,34	2,83	24,33	6853,19	0,93	0,035
2,95	2,57	3,02	24,69	7422,94	1,11	0,033

Nota: ε é a taxa de dissipação de energia por unidade de massa e η é a estimativa do menor turbilhão (micro-escala de Kolmogorov) com viscosidade cinemática, ν , igual a $0,01 \text{ cm}^2.\text{s}^{-1}$.

Destaca-se que as diferentes condições hidrodinâmicas apresentadas na Tabela 1 foram estabelecidas no estudo de reoxigenação, de resfriamento de um sólido metálico, de decaimento da concentração de uma solução salina em uma esfera e da variação da componente vertical de velocidade junto à superfície líquida.

6.2 Ensaios de Reoxigenação Superficial

Os coeficientes de reoxigenação superficial foram determinados através de um total de quinze ensaios. Para tanto, seguiram-se os procedimentos descritos abaixo:

1. O tanque foi abastecido com água proveniente da rede pública até que a lâmina d'água atingisse 30 cm;
2. Após ajustar o registro de modo a obter a vazão de recirculação desejada, o trocador de calor era abastecido com água e gelo;

3. O sensor de OD e condutividade elétrica eram instalados;
4. O oxigênio era removido da água;
5. Iniciava-se o processo de reoxigenação e coleta dos dados de concentração de OD;
6. Os ensaios produzem uma curva de concentração em função do tempo, o ajuste do modelo através da variação dos parâmetros permitiu que o coeficiente de reoxigenação fosse determinado.

As medidas de concentração de oxigênio dissolvido foram realizadas com o uso de um oxímetro da marca Hach® (modelo HQ 40d e sonda LDO® 101), com registro automático dos dados. Esse sensor utiliza processos de luminescência para a medição do oxigênio dissolvido.

Essa nova tecnologia patenteada pela Hach (Patente # 691205) baseia-se na quantificação da extinção da luz de um traçador luminescente embutido em um plástico rígido e permeável ao oxigênio. O traçador luminescente é excitado por um *flash* de luz azul de um LED (Diodo Emissor de Luz). O Traçador responde a esse *flash* emitindo uma luminescência de cor vermelha, a qual é quantificada por um detector posicionado dentro do sensor. Quanto maior a intensidade da luminescência medida, menor a concentração de oxigênio dissolvido, e vice-versa. O oxímetro e a sonda utilizados nesse estudo são ilustrados na Figura 22. Esse tipo de oxímetro não precisa ser calibrado constantemente, deste modo ele mantém elevada acurácia em experimentos com longo tempo de duração.

Além de medir a concentração de OD, o medidor desenvolvido pela Hach também registra a temperatura da água. As principais características desse medidor são:

- Faixa de medição: 0 a 20 mg/l;
- Exatidão: 0,01 mg/l; e
- Acurácia: +/- 0,1 mg/l para concentração menor que 1 mg/l e +/- 0,2 mg/l para concentração maior que 1 mg/l.

Figura 22. (a) Medidor multiparâmetros HQ40D e (b) sensor de oxigênio dissolvido por luminescência LDO® 101

O sensor de OD foi instalado a 20 cm abaixo da superfície livre, junto à parede do tanque hidrodinâmico. Análises preliminares mostraram que a água do tanque é suficientemente agitada, de modo que a concentração de OD ao longo do perfil vertical é praticamente constante.

Para mostrar a validade das medidas de OD obtidas com o sensor LDO, é apresentado na Figura 23 um estudo, realizado por Pinheiro (2011), no qual as medidas de OD obtidas pelo método de Winkler (método químico) são comparadas com as do sensor LDO. Destaca-se que o sensor LDO usado para obtenção dos dados da Figura 23 é o mesmo utilizado nesse estudo, o qual pertence ao Laboratório de Modelagem Física e Matemática de Processos Ambientais da EESC (USP), onde a pesquisa de Pinheiro (2011) e o presente estudo foram realizados. O método de Winkler foi proposto por L. W. Winkler em 1888 e, ainda hoje, é considerado o mais preciso na determinação da concentração de OD em água limpa (ASCE, 2007). As etapas e os reagentes utilizados para aplicação do método de Winkler seguem a seguinte ordem de procedimentos:

1. Após a coleta, são adicionadas à amostra as soluções de sulfato manganoso, MnSO_4 , (480 g em um litro de água destilada) e a solução alcalina-iodada (500 g NaOH + 135 g NaI em um litro de água);

2. A fixação do oxigênio dissolvido ocorre através da formação de óxido de manganês, segundo a reação: $\text{Mn}(\text{OH})_2 + 1/2\text{O}_2 \rightarrow \text{MnO}_2 + \text{H}_2\text{O}$;

3. A segunda fase é a liberação de iodo, que ocorre após a adição de ácido sulfúrico concentrado ($d = 1,83$), o que provoca o desenvolvimento de uma coloração amarela, cuja intensidade é proporcional à concentração de oxigênio dissolvido presente inicialmente na amostra. Essa reação pode ser expressa por: $\text{MnO}_2 + 2\text{I}^- + 4\text{H}^+ \rightarrow \text{Mn}^{+2} + \text{I}_2 + 2\text{H}_2\text{O}$;

4. A fase final da análise é a titulação do iodo liberado com tiosulfato de sódio (solução de 0,025 N): $2\text{Na}_2\text{S}_2\text{O}_3 + \text{I}_2 \rightarrow \text{Na}_2\text{S}_4\text{O}_6 + 2\text{NaI} + 10\text{H}_2\text{O}$. O indicador dessa reação é uma solução de amido (5 g de amido de batata em um litro de água); e

5. Os resultados são expressos finalmente em termos de mgO_2/l , titulando-se 100 ml de amostra: $\text{mgO}_2 / \text{l} = 2 \cdot V_{\text{Na}_2\text{S}_2\text{O}_3}$.

Os resultados da Figura 23 mostram que o sensor apresenta ótima acurácia, em relação ao método de Winkler, ao longo de toda a faixa de medição (3,5 a 6,7 mg/l). Uma linha de correlação quase perfeita ($r^2 = 99,92\%$) e um desvio padrão de 0,0668 mg/l , para a sonda

LDO, foram obtidos para os 14 valores analisados. Esses valores estão de acordo com o esperado para este tipo de experimento (APHA⁶ et al., 2005 apud Pinheiro, 2011).

Figura 23. Validação do sensor LDO com o método de Winkler

6.2.1 Sistema de Desoxigenação da Água

A desoxigenação é o processo de remoção de oxigênio dissolvido da água, a qual deve anteceder todos os ensaios de reoxigenação. Há diferentes maneiras de remover oxigênio dissolvido, as quais podem estar associadas a processos físicos como, por exemplo, a desoxigenação por *stripping*, em que o volume de água estudado é submetido a um borbulhamento sub-superficial de gás nitrogênio, e a processos químicos como, por exemplo, a desoxigenação com sulfito de sódio.

⁶ APHA, AWWA, e WEF. **Standard methods for the examination of water and wastewater**. American Public Health Association, American Water Works Association, and Water Environment Federation, Washington, DC, 2005.

O método físico tem como vantagem a inexistência de geração de subprodutos que podem interferir nos dados coletados. Contudo, o custo financeiro da desoxigenação por *stripping* é muito mais elevado do que ao da desoxigenação com sulfito de sódio.

Devido à limitação de recursos financeiros destinados a esse estudo, optou-se pelo uso do método químico. A sequência de procedimentos seguida no processo de desoxigenação é descrita abaixo:

1. A água utilizada nos ensaios encontra-se com concentrações de OD que variam entre 6 a 7 mg/l. Por isso, antes do início do processo de desoxigenação a concentração de OD era cuidadosamente medida;

2. A massa de sulfito de sódio introduzida foi determinada, com o uso da equação química ($\text{Na}_2\text{SO}_3 + 1/2\text{O}_2 \leftrightarrow \text{Na}_2\text{SO}_4$), com intuito de se reduzir a concentração de OD para valores abaixo de 2 mg/l. Se a concentração inicial de OD for de 7 mg/l e deseja-se reduzi-la para 1 mg/l, a massa de OD a ser consumida (M_{ODc}) é igual a 6 mg/l vezes 270,8 que é o volume de água no tanque. Portanto, a massa de sulfito adicionada é determinada pela Equação 65:

$$M_{\text{suf}} = \frac{M_{\text{ODc}} \cdot \text{PM}_{(\text{Na}_2\text{SO}_3)}}{\text{PM}_{(\text{O}_2)}} \quad (65)$$

em que M_{suf} é a massa de sulfito de sódio adicionada, $\text{PM}(\text{Na}_2\text{SO}_3)$ é o peso molecular do sulfito de sódio e $\text{PM}(\text{O}_2)$ é o peso molecular do oxigênio.

3. Após o estado estacionário ser atingido (concentrações de OD na faixa de 0,5 a 2 mg/l), o processo de reoxigenação é iniciado.

6.2.2 Análise dos Dados Provenientes dos Ensaios de Reoxigenação

A estimativa da taxa de transferência de oxigênio não é tarefa fácil. Embora o modelo utilizado seja analítico (Equação 4), a validade dos resultados é influenciada pelos procedimentos experimentais e pelas técnicas empregadas na análise dos dados.

Algumas preocupações devem ser consideradas quando se ajusta um modelo matemático a um conjunto de dados experimentais. A primeira é verificar se o modelo proposto descreve corretamente o sistema em estudo, a segunda é selecionar o melhor método de estimativa dos parâmetros do modelo proposto, e a terceira é determinar a precisão da estimativa dos parâmetros.

Inicialmente, o modelo clássico (Equação 4) foi utilizado para descrever os fenômenos físicos que ocorrem no processo de reoxigenação. Entretanto, estudos recentes (Silveira, 2004 e Pinheiro 2011) mostraram a existência de um sumidouro criado pelo próprio sistema de movimentação do fluido. Silveira (2004), no estudo sobre a relação entre a umidade relativa e o K_2 , sugeriu a inserção de um novo parâmetro no modelo clássico, com responsabilidade de representar o possível sumidouro. Esse parâmetro é proporcional a concentração de OD, assim, a Equação 3 torna-se:

$$\frac{dC}{dt} = K_2(C_s - C) - K_3C \quad (66)$$

A solução da Equação 66, dada a condição inicial $C(0) = C_0$, é:

$$C(t) = \frac{K_2}{K_2 + K_3} C_s - \left(\frac{K_2}{K_2 + K_3} C_s - C_0 \right) \exp - (K_2 + K_3)t \quad (67)$$

em que K_3 é o coeficiente de desoxigenação, com a mesma unidade de K_2 , ou seja, o inverso do tempo.

Considerando a possibilidade da existência de sumidouro nos ensaios, os dados coletados de OD foram analisados com o uso dos dois modelos: clássico (Equação 4) e com sumidouro (Equação 67).

Há três métodos básicos para a estimativa dos parâmetros do modelo, nomeadamente método direto ou diferencial, método do logaritmo do déficit e método exponencial. Análises mais detalhadas dos métodos foram realizadas por Chapra (1997), por Shiau (1995) e por ASCE (1991). Aqui, eles são brevemente resumidos:

1. Método direto ou diferencial: usa os dados coletados e a diferenciação numérica, aproximação por diferenças finitas, para estimar a derivada dC/dt . Embora essa seja uma aproximação válida, a diferenciação numérica é inerentemente uma operação instável, isto é, ela pode amplificar os erros. Essa característica é a principal desvantagem do método direto que segundo Silveira (2004) pode resultar em erros maiores do que aqueles que se verificam na própria medida de oxigênio dissolvido.

2. Método do logaritmo do déficit: a Equação 3 é integrada e rearranjada na seguinte forma:

$$\ln(C_s - C) = -K_2t + \ln(C_s - C_0) \quad (68)$$

O coeficiente de reoxigenação superficial é então estimado por análise de regressão linear. Para a aplicação desse método, é necessário conhecer a concentração de saturação C_s . A estimativa do K_2 pode ser afetada se a escolha de C_s não for adequada.

3. Método exponencial: consiste no ajuste dos valores experimentais das concentrações de OD, medidos em função do tempo, ao modelo descrito pela Equação 4, através do método dos mínimos quadrados não linear.

O consenso dos pesquisadores é que o método dos mínimos quadrados não linear é o método mais desejável a ser utilizado. De acordo com Stenstrom (2006), entre os métodos citados acima, o exponencial é o que produz melhores resultados, uma vez que os três parâmetros, K_2 , C_s e C_0 , são estimados simultaneamente. Por essas razões, optou-se aqui estimar os parâmetros com o uso do método exponencial.

Os ensaios de reoxigenação duraram um tempo suficiente para que os valores atingidos da concentração de oxigênio dissolvido fossem da ordem de 87% da concentração de saturação. A adoção dessa porcentagem foi baseada na análise realizada por Silveira (2004), pela qual é mostrado que os valores de C_s e K_2 podem ser encontrados, utilizando-se apenas uma determinada porcentagem dos dados dos ensaios. O erro considerado nos parâmetros C_s e K_2 , em relação aos obtidos com 100% dos dados, é de apenas 3%.

O desempenho do ajuste do modelo aos dados pode ser analisado com o uso de diversos métodos estatísticos. Aqui, os dois métodos usados são a raiz quadrada do erro quadrático médio (RMSE) e o erro multiplicativo médio (MME). O último foi apresentado e aplicado por Moog e Jirka (1998) no estudo de equações empíricas para a determinação do coeficiente de reoxigenação superficial em rios.

O RMSE é determinado com o uso da Equação 69:

$$RMSE = \left(\sum_{i=1}^N \frac{(y_p - y_m)^2}{N} \right)^{1/2} \quad (69)$$

em que N é o número de medidas, y_p são os valores preditos e y_m os valores medidos.

O MME é definido como:

$$MME = \exp \left[\frac{\sum_{i=1}^N \left| \ln(y_p / y_m) \right|}{N} \right] \quad (70)$$

O modelo apresenta elevado desempenho quando o valor de MME for próximo à unidade.

6.3 Aparato Experimental e Modelo Matemático para o Estudo do Resfriamento de um Sólido Metálico em Água

Os materiais e os procedimentos utilizados no estudo do resfriamento transiente de sólidos metálicos, com forma cilíndrica e esférica, expostos a uma superfície líquida turbulenta, são descritos nessa seção. Esses sólidos são representados por dois cilindros, um de alumínio e o outro de cobre, com diâmetro igual a 3,8 cm e altura igual a 3 cm, e duas esferas de alumínio, uma com diâmetro igual a 2,5 cm e a outra com diâmetro igual 5 cm. Para a construção do modelo matemático, é considerada a hipótese de que em um mesmo instante a temperatura pode ser considerada a mesma em todos os pontos do sólido. Essa hipótese foi verificada com o uso do número de Biot (Bi), o qual expressa a razão entre a resistência interna de um corpo à condução de calor e a sua resistência externa à convecção de calor. Por isso, um número de Biot pequeno representa uma pequena resistência à condução de calor e, portanto, gradientes de temperatura pequenos no interior do corpo. De acordo com Çengel (2009), a hipótese de temperatura uniforme é aceitável quando $Bi \leq 0,1$. Quando esse critério é satisfeito, a variação entre temperaturas dentro do sólido e o seu entorno permanecem dentro de 5%. O número de Biot é definido como:

$$Bi = \frac{hL_c}{k_s} \quad (71)$$

em que h é o coeficiente de transferência de calor por convecção ($W/m^2\text{°C}$), L_c é o comprimento característico e k_s é a condutividade térmica do sólido ($W/m\text{°C}$). A condutividade térmica do alumínio e do cobre foram consideradas constantes e iguais a 237 e 401 ($W/m\text{°C}$), respectivamente.

As medidas das temperaturas dos sólidos são realizadas por um sensor termométrico da marca *Vernier Software & Technology*, o qual possui um comprimento de 10,5 cm e um diâmetro de 4 mm. As especificações do sensor são apresentadas a seguir:

- Faixa de medição: - 40 a 135°C;
- Exatidão: 0,03°C (0 a 40°C), 0,1°C (40 a 100°C) e 0,25°C (100 a 135°C); e
- Acurácia: +/- 0,2°C para temperatura menor que 0°C e +/- 0,5 °C para temperatura menor que 100°C.

O sensor é inserido por um orifício perfurado ao longo do eixo do cilindro e da esfera, tendo sua ponta sensível localizada no centro dos mesmos.

Com relação ao cilindro, a área lateral e a base superior foram envolvidas por uma camada de 1,2 cm de fita elétrica isolante térmica produzida. Dessa forma, apenas a área da

base inferior foi submersa, a um centímetro abaixo da superfície livre, e submetida ao processo de resfriamento no meio líquido. Essa configuração implicou em uma transferência de calor unidimensional do cilindro para a água. Por isso, o conjunto cilindro, fita isolante e sensor foi denominado aqui de sonda térmica plana. A sequência de produção da sonda térmica plana é apresentada na Figura 24.

Figura 24. Desenho esquemático e sequência de produção de sondas térmicas planas

Com relação à esfera, toda a superfície foi submersa no meio líquido em agitação, de modo que a transferência de calor ocorresse por meio da área total da superfície esférica. Exceção é feita à área ocupada pelo sensor termométrico, o qual, como já dito acima, possui 4mm de diâmetro. As esferas de 5,0 cm e 2,5 cm de diâmetro foram mergulhadas até atingirem uma profundidade de 5,0 cm, ou seja, a superfície livre tangencia a esfera de 5,0 cm de diâmetro. Seguindo o mesmo critério para a denominação da sonda térmica plana, o conjunto esfera e sensor termométrico é denominado sonda térmica esférica. A sequência de produção dessa sonda é apresentada na Figura 25.

Figura 25. Desenho esquemático e sequência de produção de sondas térmicas esféricas

O sensor é conectado em um sistema de aquisição de dados também produzido pela *Vernier Software & Technology*, conhecido como *Go!Link*. Esse sistema funciona como uma interface que conecta o sensor termométrico ao computador. Os dados são mostrados na tela do computador com o uso do software *Logger Lite*. A frequência máxima de amostragem, para o sensor termométrico, foi de 1 Hz. A interface *Go!Link* e a saída dos dados de um ensaio com a sonda térmica plana, com o uso do *Logger Lite*, são mostrados na Figura 26.

Figura 26. Interface (a) e software (b) usados na coleta dos dados de temperatura

A elaboração do modelo matemático envolve a utilização de uma lei geral de conservação e leis particulares que explicitem a relação entre os parâmetros considerados relevantes no estudo.

Para a aplicação da lei geral, deve-se inicialmente identificar o volume de controle, ou seja, a região do espaço limitada por uma superfície de controle através da qual podem ser transportados calor, trabalho e matéria. O volume de controle é definido como o volume do cilindro ou da esfera.

O modelo aqui proposto tem como lei geral o princípio da conservação da energia ou primeiro princípio da termodinâmica:

$$\Delta E = Q_c - W_e \quad (72)$$

ΔE é a variação da energia do sólido, Q_c é o calor total introduzido no sistema (ou cilindro) durante o intervalo de tempo Δt e W_e é o trabalho total realizado sobre o sistema durante o mesmo intervalo.

A Equação 72 pode ser modificada dividindo-se todos os seus termos por Δt . Nessas condições, $\Delta E/\Delta t$ passa a ser a taxa temporal média de acúmulo de energia total no sistema. O termo $Q_c/\Delta t$, simbolizado por Q'_c , representa a taxa de transferência de calor entre o sistema e o meio exterior; o termo $W_e/\Delta t$, simbolizado por W'_e , representa a taxa de intercâmbio de trabalho entre o sistema e o meio exterior. No limite, para $\Delta t \rightarrow 0$, $\Delta E/\Delta t$, agora simbolizado por dE/dt , representa a taxa de acumulação de energia total no sistema.

$$\frac{dE}{dt} = Q'_c - W'_e \quad (73)$$

Todos os termos da Equação 73 têm a dimensão de energia por tempo, ou seja, têm como unidade no sistema SI o Watt (W).

Para o caso em questão, não há transferência de trabalho entre o sistema e o meio; por isso, W'_e pode ser considerado nulo. Adotando a convenção de sinal usual da termodinâmica, obtém-se:

$$\frac{dE}{dt} = Q'_{c(\text{entra})} - Q'_{c(\text{sai})} \quad (74)$$

Como a temperatura do cilindro é mais elevada do que a temperatura da água, haverá troca de calor por convecção e radiação entre o cilindro e a água. No entanto, segundo Çengel (2009), em aplicações de convecção forçada, a radiação é normalmente ignorada, sobretudo quando as superfícies envolvidas têm emissividade e temperatura baixas.

A lei particular relativa à transferência de calor por convecção é conhecida como lei de resfriamento de Newton e pode ser expressa como:

$$Q'_c = hA_s(T_s - T_\infty) \quad (75)$$

em que h é o coeficiente de transferência de calor por convecção ($\text{W}/\text{m}^2 \text{ } ^\circ\text{C}$), A_s é a área da superfície através da qual a transferência de calor por convecção ocorre (m^2), T_s é a temperatura da superfície ($^\circ\text{C}$) e T_∞ é a temperatura da água suficientemente longe da superfície ($^\circ\text{C}$).

Substituindo a Equação 75 na Equação 74 e desconsiderando o termo referente ao calor que entra no sistema tem-se:

$$\frac{dE}{dt} = -hA_s(T_s - T_\infty) \quad (76)$$

A energia interna térmica, E , pode ser substituída por $\rho c_e V_s (T_s - T_r)$, em que T_r é uma temperatura de referência ($^\circ\text{C}$), ρ é a massa específica do sólido (kg/m^3), c_e é o calor específico do sólido ($\text{J}/\text{kg}^\circ\text{C}$) e V_s (m^3) é o volume do sólido.

Como a massa do sistema é constante, a Equação 76 transforma-se em:

$$\frac{d(T_s - T_r)}{dt} = -\frac{hA_s}{\rho c_e V_s} (T_s - T_\infty) \quad (77)$$

Como o T_r é uma constante, o primeiro membro da Equação 77 pode ser substituído por dT_s/dt , ou, ainda, por $d(T_s - T_\infty)/dt$. Com essas condições a Equação 77 se transforma em:

$$\frac{d(T_s - T_\infty)}{dt} = -\frac{hA_s}{\rho c_e V_s} (T_s - T_\infty) \quad (78)$$

Com uma condição inicial de $T_s = T_0$ quando $t=0$, a integração da equação 78 produz o resultado seguinte:

$$T_s = T_\infty + (T_0 - T_\infty) \exp(-K_t t) \quad (79)$$

em que K_t , igual a $hA_s/\rho c_e V_s$, é um coeficiente de transferência térmica com dimensão igual a tempo^{-1} .

O comportamento de K_t e h em diferentes condições hidrodinâmicas, como é feito para o K_2 nos ensaios de reoxigenação, é avaliado. Em seguida, análises de correlação são realizadas com o intuito de definir um modelo que descreva o coeficiente de reoxigenação superficial em função dos parâmetros que quantificam a velocidade de transferência de calor por convecção.

Os valores de K_t , para os diferentes materiais e geometrias, foram determinados através de um total de 120 ensaios. Para tanto, seguiram-se os procedimentos descritos abaixo:

1. O tanque foi abastecido com água proveniente da rede pública até que a lâmina d'água atingisse 30 cm;

2. Após ajustar o registro e obter a vazão de recirculação desejada, o trocador de calor era abastecido com água e gelo, de modo que a temperatura da água no tanque fosse de aproximadamente 28°C;

3. As sondas térmicas eram aquecidas até aproximadamente 85°C em um agitador magnético com placa de aquecimento;

4. Em seguida, elas eram colocadas no suporte de fixação e mergulhadas no tanque em profundidades pré-determinadas para cada geometria;

5. Após 4 segundos, iniciava-se o processo de aquisição dos dados;

6. O ensaio era interrompido quando a temperatura da sonda atingisse o mesmo valor da temperatura da água; e

7. Os ensaios produzem uma curva de temperatura em função do tempo, o ajuste do modelo através da variação dos parâmetros permitiu que o coeficiente de transferência térmica fosse obtido.

A fotografia de um ensaio da sonda térmica plana no tanque hidrodinâmico é mostrada na Figura 27.

Figura 27. Fotografia da sonda térmica plana no tanque

6.4 Aparato Experimental e Modelo Matemático para o Estudo do Decaimento da Concentração de STD

Os materiais e procedimentos usados no estudo do decaimento da concentração de STD (Sólidos Totais Dissolvidos) em uma esfera de material plástico são apresentados nessa

seção. O estudo foi realizado com o uso de duas esferas ocas de 3,76 cm de diâmetro, com parede de 0,6 mm de espessura e $27,61 \text{ cm}^3$ de volume. As duas esferas são perfuradas com minibrocas de 0,4 mm e 0,5 mm de diâmetro. A esfera perfurada com a minibroca de menor diâmetro recebeu 680 orifícios e a de maior recebeu 650 orifícios, totalizando 0,85 e $1,28 \text{ cm}^2$ de área perfurada, respectivamente. Os orifícios são os elementos que permitem que STD sejam transportados das esferas para o meio líquido em agitação.

Para que a esfera permanecesse na superfície livre e fosse “pescada” em diferentes instantes, uma placa de isopor de 9 cm^2 de área, presa em uma argola (diâmetro igual a 2 cm), foi colada na esfera. Seguindo o mesmo critério para a denominação das sondas térmicas, o conjunto esfera, flutuador e argola é denominado sonda de massa esférica. A sequência de produção dessa sonda é apresentada na Figura 28.

Figura 28. Desenho esquemático e sequência de produção de sondas de massa esférica

Destaca-se que a ideia inicial do presente estudo era controlar o transporte de STD entre a sonda e o meio líquido em agitação utilizando membranas com porosidade de aproximadamente $1,2 \text{ }\mu\text{m}$. Contudo, testes iniciais revelaram que a velocidade de transferência de massa, com o uso de membranas com tal porosidade, é muito lenta. Esse fato inviabilizaria a utilização da sonda em rios, uma vez que seria necessário um longo percurso para que a curva de decaimento da concentração de STD fosse obtida.

A medida da concentração de sólidos totais dissolvidos é realizada por um condutivímetro da marca *Vernier Software & Technology*, capaz de converter automaticamente o valor da condutividade elétrica em STD (Figura 29). As especificações do condutivímetro são:

- Pode ser usado em três diferentes faixas de sensibilidade: 1) de 0 a 100 mg/l ou de 0 a 200 $\mu\text{S}/\text{cm}$, 2) de 0 a 1000 mg/l ou de 0 a 2000 $\mu\text{S}/\text{cm}$, e 3) de 0 a 10000 mg/l ou de 0 a 20000 $\mu\text{S}/\text{cm}$;
- Exatidão: faixa 1 (0,05 mg/l de STD), faixa 2 (0,5 mg/l de STD) e faixa 3 (5 mg/l de STD); e
- Acurácia: +/- 1% da escala total de cada faixa.

Figura 29. Condutivímetro usado para a determinação de STD

A aquisição dos dados de decaimento da concentração de STD também é feita com o uso da interface *Go!Link* e do software *Logger Lite*.

Para a construção do modelo, deve-se inicialmente identificar o volume de controle que, nesse caso, é definido como o volume da esfera.

O modelo aqui proposto tem como lei geral, o princípio da conservação da massa:

$$\Delta M = M_e - M_s + M_g - M_c \quad (80)$$

ΔM é a variação da massa de STD dentro da esfera, M_e é massa que entra no volume de controle durante o intervalo de tempo Δt , M_s é a massa que sai durante o mesmo intervalo, M_g é a massa gerada dentro do volume de controle e M_c é a massa consumida.

Os termos M_e , M_g e M_c são iguais a zero. Massa não é introduzida no volume de controle, uma vez que a concentração de STD na esfera é sempre maior do que na água do tanque; massa não é gerada, pois não há dentro da esfera reações químicas ou

microorganismos capazes de produzirem NaCl; e massa não é consumida, já que o sal é uma substância conservativa.

A Equação 81 pode ser modificada dividindo-se todos os seus termos por Δt . Nessas condições, $\Delta M/\Delta t$ passa a ser a taxa temporal média de acúmulo de massa no volume de controle. O termo $M_s/\Delta t$, simbolizado por W_s' , representa a taxa de saída de massa da esfera para a água. No limite, para $\Delta t \rightarrow 0$, $\Delta M/\Delta t$, agora simbolizado por dM/dt , representa a taxa de acumulação de massa total no volume de controle.

$$\frac{dM}{dt} = -W_s' \quad (81)$$

Foi visto no item 6.3 que a convecção de calor, usada como lei particular para a construção do modelo de resfriamento do sólido metálico, é o mecanismo de transferência de calor que envolve o movimento da massa de fluido (nesse caso a água). O movimento do fluido aumenta consideravelmente a transferência de calor através da remoção do fluido aquecido próximo à superfície e da substituição pelo fluido mais frio longe dela. Da mesma forma, a convecção de massa (ou transferência de massa convectiva) é o mecanismo de transferência de massa entre uma superfície e um fluido em movimento que envolve ambas, a difusão de massa e o movimento da massa de fluido. O movimento do fluido também melhora consideravelmente a transferência de massa, retirando o fluido com alta concentração de perto da superfície e substituindo-o pelo fluido de menor concentração mais afastado. Por isso, de maneira análoga ao modelo desenvolvido anteriormente, a lei particular relativa à transferência de massa por convecção tem a seguinte forma:

$$W_s' = h_m A_c (C_c - C_\infty) \quad (82)$$

em que h_m é o coeficiente de transferência de massa por convecção (m/s), A_c é a área da superfície através da qual a transferência de massa por convecção ocorre (m^2), C_c é a concentração de STD da esfera (g/m^3) e C_∞ é a concentração de STD da água suficientemente longe da esfera (g/m^3).

Substituindo a Equação 82 na Equação 81, obtém-se:

$$\frac{dM}{dt} = -h_m A_c (C_c - C_\infty) \quad (83)$$

A massa, M , pode ser substituída por $C_c V_c$ em que V_c é o volume de água na esfera.

Como o volume de água na esfera é constante, a Equação 83 transforma-se em:

$$\frac{dC_c}{dt} = -\frac{h_m A_c}{V_c} (C_c - C_\infty) \quad (84)$$

Com uma condição inicial de $C_c = C_0$ quando $t=0$, a integração da equação 84 produz o resultado seguinte:

$$C_c = C_\infty + (C_0 - C_\infty)\exp(-K_m t) \quad (85)$$

em que K_m , igual a $h_m A_c / V_c$, é o coeficiente global de transferência de massa com dimensão igual a tempo⁻¹.

O comportamento do valor de K_m e h_m em diferentes condições hidrodinâmicas, como é feito para o K_2 nos ensaios de reoxigenação e K_t nos ensaios de resfriamento, é avaliado. Em seguida, análises de correlação são realizadas com o intuito de definir um modelo que descreva o coeficiente de reoxigenação superficial em função dos parâmetros que quantificam a velocidade de transferência de massa por convecção.

Os valores de K_m , para as esferas com orifícios de 0,4 mm e 0,5 mm, foram determinados através de um total de 50 ensaios. Para tanto, seguiram-se os procedimentos descritos abaixo:

1. O tanque foi abastecido com água proveniente da rede pública até que a lâmina d'água atingisse 30 cm;
2. Após ajustar o registro e obter a vazão de recirculação desejada, o trocador de calor era abastecido com água e gelo, de modo que a temperatura da água no tanque fosse de aproximadamente 20°C;
3. A concentração de STD da água do tanque era medida e variava em torno de 180 a 250 mg/l;
4. A sonda de massa esférica era mergulhada em um saco plástico, de 120 cm³, com sal (NaCl) onde a concentração de STD girava em torno de 1000 mg/l;
5. A sonda era colocada no tanque e o saco plástico era retirado. Ela permanecia por um determinado período de tempo para a obtenção do primeiro ponto da curva de decaimento. A sonda era retirada rapidamente e esvaziada em um recipiente limpo onde a concentração de STD era medida. Para a obtenção do segundo ponto, o mesmo procedimento era tomado, no entanto, o tempo de permanência era dobrado. Para o terceiro, o tempo era triplicado e assim sucessivamente para os próximos pontos;
6. Os ensaios produziram uma curva de concentração de STD em função do tempo, o ajuste do modelo através da variação dos parâmetros permitiu que o coeficiente global de transferência de massa fosse obtido; e
7. Após a obtenção de uma curva de STD em função do tempo, a concentração da água do tanque era medida. Esse procedimento foi realizado com o objetivo de verificar se a

massa de NaCl transferida da sonda para o tanque era capaz de aumentar significativamente a concentração de STD da água do tanque.

A fotografia de um ensaio da sonda de massa esférica no tanque hidrodinâmico é mostrada na Figura 30.

Figura 30. Fotografia da sonda de massa esférica no tanque

6.5 Componente Vertical de Velocidade junto à Superfície Livre

O método proposto consiste em quantificar as perturbações às quais a superfície livre está sujeita quando sob agitação com o uso de um sonar (sensor de movimento) produzido pela *Vernier Software & Technology* (Figura 31). A aquisição dos dados é feita através do sistema *Go!Link* e do software *Logger Lite*. Considera-se que os resultados obtidos com o sonar sejam proporcionais à componente vertical de velocidade.

O funcionamento do sensor baseia-se na emissão de ondas curtas ultrassônicas e na medição do tempo levado para a recepção do eco produzido quando essas ondas se chocam com um objeto capaz de refletir o som. Usando este tempo e a velocidade de propagação do som no ar, a distância, z , entre o sensor e o objeto mais próximo é determinada. A componente vertical de velocidade (ou velocidade vertical turbulenta), W , é encontrada através da derivada, em relação ao tempo, da distância do objeto, que no presente estudo é a superfície livre (Equação 86). De acordo com o fabricante, as ondas emitidas pelo sensor viajam a uma velocidade próxima de 343 m/s e formam um feixe cônico com um ângulo de abertura de 15 a 20° e área da base menor correspondente ao emissor, que possui diâmetro igual a 3,7 cm.

Figura 31. Sensor de movimento usado nos ensaios

$$W = \frac{dz}{dt} \quad (86)$$

O sensor de movimento possui precisão de 1 mm e é calibrado pelo fabricante, as demais características são apresentadas a seguir:

- Faixa de medição: de 15 cm a 6 m de distância do objeto;
- Acurácia: 2 mm; e
- Frequência máxima de amostragem: 50 Hz.

Constatou-se que o estado inercial do sensor influencia o valor do primeiro ponto medido se o mesmo permanecer sem uso durante alguns minutos. Para corrigir tal problema, o sonar era ligado e as primeiras medidas eram descartadas.

Os dados foram coletados com frequências de amostragem de 15, 25 e 35 Hz, gerando um total de 5.000 pontos em cada ensaio. Essa frequência mencionada é igual à taxa de amostragem e não deve ser confundida com a frequência das ondas sonoras, igual a 50 kHz para esse sensor. Foram realizados um total de 75 ensaios, 5 para cada nível de agitação. A longa série numérica permite o cálculo das características de turbulência, fornecendo o valor RMS da flutuação da componente vertical de velocidade (w'). O valor RMS indica a intensidade da turbulência junto à superfície e é quantificado por intermédio da raiz quadrada da média do quadrado dos valores da variável, neste caso w' . Considerando que w' é igual à diferença entre W e W_m (velocidade média), o valor RMS pode ser determinado por meio da Equação 87, para um conjunto de N medidas digitais.

$$w_{\text{RMS}} = \sqrt{\frac{1}{N} \sum_{i=1}^N (W_i - W_m)^2}, \text{ em que } W_m = \frac{1}{N} \sum_{i=1}^N W_i \quad (87)$$

Para a obtenção do parâmetro W , o procedimento adotado antes do início de cada ensaio consiste nos seguintes passos:

1. O tanque foi abastecido com água proveniente da rede pública até que a lâmina d'água atingisse 30 cm;
2. Após ajustar o registro e obter a vazão de recirculação desejada, o trocador de calor era abastecido com água e gelo, de modo que a temperatura da água do tanque fosse de aproximadamente 20°C;
3. Posicionar o sonar sobre o tanque: é utilizado um suporte de ferro com parafuso que possibilita o ajuste da altura em relação ao fundo do tanque. Esse suporte não sofre influência de vibrações, uma vez que ele não está conectado ao tanque;
4. Ajustar o sonar de tal maneira que o sinal acústico seja perpendicular ao fundo: esta etapa é realizada com um medidor de nível de bolha;
5. Verificar a distância desde o sensor até a superfície livre: essa etapa é realizada com o próprio sonar. Nesse estudo, a distância foi mantida em 43 cm; e
6. Coletar os dados durante 30 segundos e, em seguida, descartá-los.

O desenho esquemático do sistema de coleta de dados com o uso do sonar é ilustrado na Figura 32.

Figura 32. Desenho esquemático do sonar usado na medida da turbulência

Após os experimentos de reoxigenação e de determinação da velocidade vertical turbulenta, análises foram realizadas para definir um modelo que expresse K_2 em função do valor w_{RMS} .

7 RESULTADOS E DISCUSSÃO

7.1 Ensaios de Reoxigenação Superficial

As condições experimentais nas quais os ensaios de reoxigenação foram realizados são apresentadas na Tabela 2. A temperatura média da água variou entre 27,3°C, ensaio 3, e 32,5°C, ensaio 1. A maior lâmina evaporada ocorreu no ensaio 1, causando uma redução de 1,3% do volume de água no tanque, e as menores nos ensaios 4 e 10 com lâmina evaporada de 1 mm. A concentração de STD variou entre 183 e 237 mg/l, em função da qualidade da água disponibilizada pela rede pública.

Tabela 2. Condições experimentais dos ensaios de reoxigenação

Ensaio	U_0 [cm.s ⁻¹]	T_{ar} [°C]	$T_{água}$ [°C]	STD [mg.l ⁻¹]	Lâmina Evap. [mm]	Altitude [m]
1	2,01	29,6	32,5	185	4,0	790
2	2,01	29,0	32,4	198	3,0	790
3	2,01	24,8	27,3	185	3,0	790
4	2,34	23,8	30,4	237	1,0	790
5	2,34	25,0	30,4	192	2,0	790
6	2,34	23,0	29,3	183	3,0	790
7	2,61	26,3	29,7	195	3,0	790
8	2,61	28,1	31,2	192	3,0	790
9	2,61	26,2	29,9	198	2,0	790
10	2,83	26,5	30,1	189	1,0	790
11	2,83	28,1	31,1	189	2,0	790
12	2,83	25,4	29,7	198	2,0	790
13	3,02	24,8	30,9	187	2,0	790
14	3,02	24,0	29,6	198	2,0	790
15	3,02	25,0	30,2	191	3,0	790

Os quinze ensaios de reoxigenação são apresentados nas Figuras 33 a 40. Para cada intensidade turbulenta, três ensaios foram realizados. Os dados experimentais são representados por pontos discretos, o modelo clássico (Equação 4) é representado pela linha contínua cinza claro e o modelo com sumidouro (Equação 67) é representado pela linha contínua cinza escuro. A linha contínua azul representa a concentração de saturação obtida pela equação de Popel (1979), reveja o Quadro 1. O efeito da salinidade não é considerado

nessa equação, entretanto, conforme afirmado pela EPA (1985), para modelagem em rios esse parâmetro pode ser desprezado. Tanto para o modelo clássico quanto para o modelo com sumidouro, o valor da concentração de saturação é fixo e determinado com o uso da equação de Popel (1979). Os parâmetros restantes dos modelos, C_0 , K_2 e K_3 , são estimados pelo método dos mínimos quadrados não linear.

Figura 33. Ensaios de reoxigenação 1 e 2

Figura 34. Ensaios de reoxigenação 3 e 4

Figura 35. Ensaio de reoxigenação 5 e 6

Figura 36. Ensaio de reoxigenação 7 e 8

Figura 37. Ensaio de reoxigenação 9 e 10

Figura 38. Ensaio de reoxigenação 11 e 12

Figura 39. Ensaio de reoxigenação 13 e 14

Figura 40. Ensaio de reoxigenação 15

Os resultados mostram claramente a existência de um sumidouro de oxigênio dissolvido, já que, mesmo visualmente, é possível observar que o modelo com sumidouro ajustou-se melhor aos dados do que o modelo clássico. Resultados semelhantes foram obtidos por Silveira (2004) e Pinheiro (2011). Os desempenhos dos modelos aos dados pelo método RMSE e MME são apresentados na Tabela 3. Os valores médios, para cada intensidade turbulenta, mostram que o modelo com sumidouro apresentou resultado mais satisfatório do que o modelo clássico. Destaca-se que quanto menor o valor de RMSE e mais próximo MME estiver da unidade, melhor é o ajuste do modelo aos dados experimentais.

Tabela 3. Métodos para avaliação do desempenho do modelo		
U_0 [cm.s ⁻¹]	RMSE [mg.l ⁻¹]	MME [mg.l ⁻¹]
<i>Modelo Clássico</i>		
2,01	0,0773	1,020
2,34	0,0947	1,014
2,61	0,2113	1,055
2,83	0,1096	1,021
3,02	0,1642	1,028
<i>Modelo com Sumidouro</i>		
2,01	0,0077	1,002
2,34	0,0164	1,002
2,61	0,0296	1,008
2,83	0,0185	1,004
3,02	0,0316	1,005

Ainda como forma de expressar os resultados do estudo comparativo do modelo clássico com o modelo com sumidouro, na Figura 41 é utilizada a razão $OD_{\text{modelo}}/OD_{\text{dados}}$ como critério de comparação. Nessa Figura, as melhores previsões são aquelas cujos valores estão distribuídos mais próximo da relação $OD_{\text{modelo}}/OD_{\text{dados}} = 1$. Novamente, fica evidenciada a superioridade do modelo com sumidouro, uma vez que, em praticamente todos os ensaios o valor dessa relação está bem próximo de 1, diferentemente do que acontece com o modelo clássico. Os ensaios 8 e 13 foram os que apresentaram os maiores desvios.

Figura 41. Valores da razão do oxigênio dissolvido estimado pelos modelos e medido com o sensor

Outro procedimento foi utilizado para avaliar a existência do sumidouro de oxigênio. Nesse novo procedimento, o valor de C_s é estimado pela análise de regressão não linear (método exponencial) com o uso do modelo clássico; ou seja, agora os parâmetros estimados pela análise de regressão são C_0 , C_s e K_2 . Como essa análise é puramente matemática, o ajuste fornece valores que melhor ajustam a função aos dados experimentais, sem considerar qualquer condição de natureza física. Os valores de C_s estimados pela análise de regressão não linear, C_s^* , são comparados graficamente com os valores de C_s obtidos com a equação de Popel (1979). Na Figura 42 é possível observar que nos quinze ensaios, os valores de C_s^* são inferiores aos valores de C_s .

Figura 42. Comparação entre os valores de C_s

Os resultados dos ensaios deveriam prever valores C_s^* aproximadamente iguais aos valores determinados pela equação de Popel (1979), fato não verificado. Isso comprova, na ausência de sumidouros químicos e biológicos, a presença de sumidouros físicos causados pelo próprio processo experimental, uma vez que não há explicação teórica que justifique a diferença entre C_s e C_s^* . Em média, o valor da concentração de saturação estimado pela análise de regressão não linear foi de 16,6% menor que o valor da concentração de saturação estimado pela equação de Popel (1979). A redução encontrada por Pinheiro (2011) foi de 16,7%. Esse autor relata que o sumidouro pode ocorrer na linha de sucção da bomba, pois as zonas de baixa pressão no fluido podem causar a migração de parte dos gases dissolvidos para a fase gasosa. Para validar essa hipótese, Pinheiro (2011) mostrou a existência de uma correlação linear entre a queda de pressão na linha de sucção e o valor do coeficiente de desoxigenação K_3 introduzido no modelo clássico.

Os valores de K_2 e K_1 (K_2 vs. H) obtidos com o uso do modelo clássico e os valores de K_2 , K_1 e K_3 obtidos com o uso do modelo com sumidouro são apresentados na Tabela 4.

Os valores de K_2 e K_3 foram corrigidos, com a Equação 60, para a temperatura de 20°C, que nesse estudo foi utilizada como padrão. O coeficiente de desoxigenação mostrou-se independente do nível de agitação da água. Resultado diferente foi obtido por Silveira (2004), o qual encontrou uma relação de proporcionalidade entre K_3 e a velocidade de rotação de um agitador mecânico tipo turbina. Segundo esse autor, o sumidouro de oxigênio tem origem na formação dos vórtices, que é uma função da velocidade de rotação. Por conseguinte, K_3 é função da velocidade de rotação.

Na Figura 43, os valores de K_2 obtidos com o uso do modelo clássico são comparados com os valores de K_2 obtidos com o uso do modelo com sumidouro. Observa-se que a presença do sumidouro faz com que o modelo clássico superestime o valor do K_2 . Em média, esse valor é aumentado em 19%.

Tabela 4. Valores do coeficiente de reoxigenação e desoxigenação corrigidos para temperatura de 20°C

U_0 [cm.s ⁻¹]	K_2 (20°C) [hora ⁻¹]	K_1 (20°C) [cm.hora ⁻¹]	K_3 (20°C) [hora ⁻¹]
<i>Modelo Clássico</i>			
2,01	0,10	2,92	-
2,01	0,11	3,23	-
2,01	0,12	3,47	-
2,34	0,16	3,76	-
2,34	0,16	3,69	-
2,34	0,17	3,97	-
2,61	0,15	4,44	-
2,61	0,18	5,47	-
2,61	0,15	4,36	-
2,83	0,18	5,46	-
2,83	0,15	4,47	-
2,83	0,18	5,31	-
3,02	0,23	6,93	-
3,02	0,19	5,67	-
3,02	0,21	6,39	-
<i>Modelo com Sumidouro</i>			
2,01	0,09	2,63	0,012
2,01	0,09	3,11	0,010
2,01	0,08	2,51	0,050
2,34	0,11	3,33	0,016
2,34	0,11	3,35	0,016
2,34	0,12	3,61	0,027
2,61	0,13	3,80	0,028
2,61	0,14	4,31	0,060
2,61	0,13	3,76	0,037
2,83	0,16	4,76	0,023
2,83	0,13	4,05	0,022
2,83	0,15	4,67	0,030
3,02	0,17	5,10	0,072
3,02	0,16	4,83	0,033
3,02	0,17	5,10	0,022

Figura 43. Comparação entre os valores de K_2

As próximas análises foram realizadas com o K_2 obtido através do modelo com sumidouro. Essa decisão foi tomada tendo em vista o melhor ajuste desse modelo em relação ao modelo clássico.

Como era esperado, o K_2 aumentou com o aumento do nível de agitação da água no tanque. Aqui, dois parâmetros hidrodinâmicos foram utilizados para representar o nível de agitação, a intensidade turbulenta na região isotrópica (U_0) e o número de Reynolds (Re_y). Os resultados do coeficiente de reoxigenação em função dos parâmetros hidrodinâmicos são apresentados na Figura 44.

Figura 44. Coeficiente de reoxigenação em função dos parâmetros hidrodinâmicos

Grisenti e George (1990) mostraram que o coeficiente de transferência de massa de oxigênio (K_1), de um tanque agitado por jatos, é bem relacionado ao valor da energia cinética turbulenta presente na região isotrópica:

$$K_1 = 0,03 \cdot Sc^n \cdot ki^{0,5} \quad (88)$$

em que ki é a energia cinética turbulenta na região isotrópica, e n é o expoente do número de Schmidt, o qual pode variar de -0,67 a -0,5, dependendo do nível de agitação da superfície. O valor de ki é definido, nesse estudo, como sendo igual a:

$$ki = \frac{3}{2} U_0^2 \quad (89)$$

O ajuste do modelo produzido por Grisenti e George (1990) aos dados experimentais é apresentado na Figura 45. O melhor ajuste, RMSE igual $1,15 \times 10^{-6}$ m/s, foi conseguido quando o expoente do número de Schmidt é igual a -0,7. Esse número está fora da faixa de valores de n propostos por tais pesquisadores. Atribui-se essa diferença ao fato do trabalho realizado por Grisenti e George (1990) não considerar um sumidouro de oxigênio na linha de sucção da bomba, fazendo com que os valores de K_2 e, conseqüentemente, K_1 fossem superestimados.

Figura 45. Relação entre K_1 e ki

7.2 Ensaios de Resfriamento do Sólido Metálico

Alguns resultados gráficos dos ensaios de resfriamento da sonda térmica plana de cobre (STPC), da sonda térmica plana de alumínio (STPA), da sonda térmica esférica (STE) com diâmetro igual a 2,5 cm e da sonda térmica esférica com diâmetro igual a 5,0 cm são apresentados nas Figuras 46 e 47. Para cada sonda, os resultados são mostrados em três diferentes condições de agitação: 1- U_0 igual a zero, ou seja, não há agitação e a transferência de calor ocorre por convecção natural; 2- Menor valor de intensidade turbulenta ($U_0 = 2,01$ cm/s); e 3- Maior valor de intensidade turbulenta ($U_0 = 3,02$ cm/s). Os demais resultados são apresentados no Apêndice A.

Destaca-se que β é um coeficiente adimensional obtido através da Equação 79.

$$\beta = \frac{T_s - T_\infty}{T_0 - T_\infty} = \exp(-K_t t) \quad (90)$$

A temperatura da sonda aproxima-se exponencialmente da temperatura da água. Um elevado valor de K_t indica que a temperatura da sonda aproxima-se da temperatura da água em um curto período de tempo. Quanto maior o valor de K_t , maior a taxa de decaimento da temperatura. Nas Figuras 46 e 47 é fácil visualizar que a taxa de decaimento aumenta com a intensidade turbulenta; ou seja, existe uma relação de proporcionalidade entre o valor de K_t e o nível de agitação da água.

Os valores estimados do K_t e do coeficiente de transferência de calor por convecção (h) são apresentados na Tabela 5, juntamente com os valores médios da raiz quadrada do erro quadrático médio (RMSE) e do número de Biot, os quais são utilizados para avaliar o desempenho do modelo e a uniformidade da distribuição de temperatura no interior das sondas, respectivamente. Vale lembrar que h é função dos parâmetros K_t , ρ , C_e , V_s e A_s .

Figura 46. Ensaios de resfriamento das sondas térmicas planas

Figura 47. Ensaios de resfriamento das sondas térmicas esféricas

Os valores médios dos coeficientes de transferência de calor por convecção natural ($U_0 = \text{zero}$) para as sondas térmicas esféricas são 17 % superiores aos das sondas térmicas planas. Essa diferença ocorre devido ao bloqueio, das correntes de convecção natural, causado pela sonda plana. Para uma superfície quente em um ambiente mais frio, surge uma corrente de convecção natural no sentido ascendente. A sonda plana aquecida bloqueia o fluido que tende a subir (exceto próximo às bordas), reduzindo a transferência de calor. Para a geometria esférica, o fluido aquecido sobe livremente, induzindo fortes correntes de convecção natural. O desenho esquemático das correntes de convecção para as duas geometrias é apresentado na Figura 48.

Figura 48. Convecção natural sobre as sondas térmicas

Tabela 5. Valores estimados de K_t , h , RMSE e Bi

U_0 [cm.s ⁻¹]	STPC		STPA		STE (2,5 cm)		STE (5,0 cm)	
	K_t	h	K_t	h	K_t	h	K_t	h
	[hora ⁻¹]	[cal.s ⁻¹ .cm ⁻² .°C ⁻¹]	[hora ⁻¹]	[cal.s ⁻¹ .cm ⁻² .°C ⁻¹]	[hora ⁻¹]	[cal.s ⁻¹ .cm ⁻² .°C ⁻¹]	[hora ⁻¹]	[cal.s ⁻¹ .cm ⁻² .°C ⁻¹]
0	16,69	0,0116	24,62	0,0122	197,18	0,0136	108,46	0,0149
0	19,18	0,0134	25,20	0,0125	211,10	0,0145	107,01	0,0147
0	17,23	0,0120	23,92	0,0118	211,10	0,0145	95,94	0,0132
0	16,46	0,0115	27,00	0,0134	216,33	0,0149	109,12	0,0150
0	16,61	0,0116	24,55	0,0121	219,62	0,0151	116,33	0,0160
2,01	38,98	0,0272	55,28	0,0273	417,17	0,0287	233,43	0,0321
2,01	39,65	0,0276	60,62	0,0300	405,69	0,0279	226,43	0,0311
2,01	39,73	0,0277	60,71	0,0300	389,53	0,0268	226,87	0,0312
2,01	39,92	0,0278	53,80	0,0266	386,14	0,0265	212,50	0,0292
2,01	39,38	0,0274	59,11	0,0292	405,47	0,0279	213,40	0,0293
2,34	44,61	0,0311	61,20	0,0303	441,74	0,0304	245,86	0,0338
2,34	45,45	0,0317	63,44	0,0314	466,97	0,0321	262,87	0,0361
2,34	45,01	0,0314	60,64	0,0300	464,35	0,0319	263,85	0,0363
2,34	44,60	0,0311	58,06	0,0287	442,69	0,0304	244,00	0,0336
2,34	45,63	0,0318	64,95	0,0321	478,76	0,0329	254,61	0,0350
2,61	51,05	0,0356	69,25	0,0343	494,17	0,0340	270,33	0,0372
2,61	48,36	0,0337	65,45	0,0324	510,86	0,0351	272,50	0,0375
2,61	49,17	0,0343	72,87	0,0361	510,13	0,0351	266,40	0,0366
2,61	47,56	0,0331	72,44	0,0358	497,86	0,0342	268,94	0,0370
2,61	49,27	0,0343	66,95	0,0331	490,49	0,0337	253,59	0,0349
2,83	51,24	0,0357	77,36	0,0383	526,13	0,0362	283,46	0,0390
2,83	50,65	0,0353	73,10	0,0362	518,03	0,0356	282,68	0,0389
2,83	51,52	0,0359	73,17	0,0362	521,48	0,0359	274,45	0,0377
2,83	50,47	0,0352	76,61	0,0379	521,48	0,0359	272,72	0,0375
2,83	50,20	0,0350	72,50	0,0359	530,14	0,0364	280,28	0,0385
3,02	50,58	0,0352	79,91	0,0395	558,19	0,0384	314,39	0,0432
3,02	52,42	0,0365	81,04	0,0401	546,22	0,0376	308,79	0,0425
3,02	53,61	0,0374	82,58	0,0409	563,43	0,0387	290,76	0,0400
3,02	54,40	0,0379	83,45	0,0413	546,85	0,0376	305,58	0,0420
3,02	52,35	0,0365	81,10	0,0401	543,65	0,0374	302,07	0,0415
RMSE [°C]	0,25		0,31		0,11		0,11	
Bi [-]	0,020		0,036		0,025		0,054	

Os resultados da RMSE sugerem que há uma pequena superioridade das sondas térmicas esféricas, uma vez que seus resíduos médios são inferiores aos das sondas planas.

Com relação ao número de Biot, verifica-se que para todas as sondas o valor é menor que 0,1, satisfazendo a hipótese de que o sistema é concentrado e, portanto, as variações entre temperaturas dentro do sólido relativamente a do seu entorno permanecem dentro de 5%.

Como esperado, os resultados mostraram a existência de dependência do K_t , e consequentemente h , em relação ao nível de agitação da água no tanque; ou seja, os coeficientes de transferência de calor são sensíveis às alterações da intensidade turbulenta. Contudo, sabe-se que o h não depende apenas do movimento do fluido, mas também de suas propriedades e da geometria da superfície da sonda. Por isso, decidiu-se aqui utilizar a diferença entre os valores de h , para os cinco níveis de intensidade turbulenta, e o valor médio de h para convecção natural (h_n). Dessa forma, a diferença retratará o aumento de h devido apenas ao aumento do nível de agitação da água no tanque. Na Figura 49 são apresentados os resultados de $h-h_n$, para a geometria plana e esférica, em função da intensidade turbulenta.

Figura 49. Coeficiente de transferência de calor por convecção em função da intensidade turbulenta

Pode ser observado que, com exceção de U_0 igual a 3,02 cm/s, os resultados da STPC e os da STPA são bem próximos, de modo que as incertezas padrão estão superpostas em praticamente todos os níveis de agitação. Com relação às sondas térmicas esféricas, observa-se que os pontos para a sonda de 2,5 cm de diâmetro apresentam a mesma configuração dos pontos da sonda de 5,0 cm de diâmetro, porém eles estão transladados entre si. A diferença é, supostamente, ocasionada pela existência da influência de um fator de escala no coeficiente de transferência de calor por convecção, já que o diâmetro de uma sonda é o dobro do diâmetro da outra.

Os ensaios de resfriamento dos sólidos foram conduzidos considerando a hipótese de que a turbulência na superfície era homogênea. Por isso, as sondas térmicas foram “mergulhadas” na região central do tanque e os resultados obtidos representavam toda a superfície livre. Para confirmar essa hipótese, foi desenvolvido um estudo voltado, basicamente, para avaliar a influência da posição da sonda térmica no tanque sobre o coeficiente de transferência térmica. Nesse estudo, a sonda térmica plana de cobre foi “mergulhada” em duas novas posições, além da região central: a primeira a uma distância de 10 cm de dois lados do tanque e a outra a uma distância de 25 cm. Para cada uma das duas novas posições, foram realizados 5 ensaios para os cinco níveis de agitação.

Os resultados das análises do K_t são apresentados na Tabela 6, referidos às posições 10 cm, 25 cm e região central.

Para verificar se a variação das médias do K_t é consequência da variação amostral ou é uma boa evidência da diferença entre as médias das populações, aplicou-se a análise de variância bifatorial (ANOVA), ou seja, com dois fatores de interesse (intensidade turbulenta e posição da sonda no tanque) que influem sobre a variável dependente (coeficiente de transferência térmica, K_t).

Na análise de variância com dois fatores, por exemplo, os fatores J e H podem influir na variável independente de forma isolada, denominados efeitos principais, e de forma combinada, efeito de uma combinação específica dos fatores J e H (LAPPONI, 2005). Cada fator tem um número de níveis, no presente caso, o fator intensidade turbulenta tem cinco níveis e o fator posição da sonda no tanque tem três.

Para aplicação da ferramenta ANOVA, admitiu-se que os dados possam ser tratados como amostras aleatórias de quinze populações normais, tendo a mesma variância σ^2 , mas diferindo possivelmente nas suas médias.

A questão levantada é se há evidências que indiquem diferenças reais entre as médias associadas com os diferentes fatores. Para a resposta a essa questão deve ser testada a hipótese de nulidade, pela qual as médias dos fatores são todas iguais. Como hipótese alternativa, essas médias podem ser diferentes. De maneira formal, para ANOVA com dois fatores, o teste de hipóteses tem três hipóteses nulas:

- H_0 : Não há efeito principal no fator J;
- H_0 : Não há efeito principal no fator H;
- H_0 : Não há combinação de efeitos; e
- H_1 : Há efeito em cada um dos três casos.

Tabela 6. Valores estimados de K_t em diferentes posições no tanque

U_0 [cm.s ⁻¹]	Centro	10 cm	25 cm
	K_t [hora ⁻¹]	K_t [hora ⁻¹]	K_t [hora ⁻¹]
2,01	38,98	37,74	46,38
2,01	39,65	41,13	44,68
2,01	39,73	40,78	42,70
2,01	39,92	38,27	38,61
2,01	39,38	43,26	38,18
2,34	44,61	45,49	47,44
2,34	45,45	46,39	38,03
2,34	45,01	47,78	44,80
2,34	44,60	44,41	39,48
2,34	45,63	45,46	48,69
2,61	51,05	46,86	50,20
2,61	48,36	48,22	52,72
2,61	49,17	51,57	49,70
2,61	47,56	50,62	43,60
2,61	49,27	52,86	51,77
2,83	51,24	56,33	47,75
2,83	50,65	57,17	53,62
2,83	51,52	48,39	51,07
2,83	50,47	47,86	47,49
2,83	50,20	46,15	56,84
3,02	50,58	53,86	54,36
3,02	52,42	56,93	57,47
3,02	53,61	54,86	54,49
3,02	54,40	48,17	49,24
3,02	52,35	57,34	53,96

O nível de significância do teste de hipóteses foi adotado igual a 0,05. Os resultados da análise são apresentados na Tabela 7.

Tabela 7. Resultado da análise de variância

Fontes de Variação	SQ	gl	MQ	F	Valor-P	F crítico
Amostra	1614,526609	4	403,6316523	46,45439	10^{-17}	2,525215
Colunas	10,86341922	2	5,431709612	0,625141	0,538635	3,150411
Interações	29,17893408	8	3,64736676	0,419779	0,904698	2,096968
Dentro	521,3264151	60	8,688773585			
Total	2175,895378	74				

Nota: gl registra os graus de liberdade de cada grupo de resultados; SQ é a soma dos quadrados dos desvios das amostras; MQ registra o resultado da divisão da soma dos quadrados dos desvios da coluna SQ pelo número de graus de liberdade correspondente da coluna gl e F representa o F observado, o qual é o resultado da divisão entre cada valor da coluna MQ pelo SQ da linha dentro.

Optou-se, aqui, por apresentar os dados integralmente conforme eles foram gerados pelo software Excel, por isso a quantidade de números significativos dos parâmetros analisados não foi modificada.

O ponto de partida, para a interpretação da tabela, é a análise dos resultados da linha interações, que é o resultado da combinação dos dois fatores. No presente caso, F é menor do que F crítico e, portanto, a hipótese nula deve ser aceita; ou seja, não há combinação de efeitos.

O título “amostra” refere-se ao fator intensidade turbulenta. Como F é maior do que o F crítico, a hipótese nula não pode ser aceita. Isso significa que, com 95% de confiança, os coeficientes de transferência térmica são significativamente diferentes nos cinco diferentes níveis de agitação da água.

O título “colunas” refere-se aos resultados do fator posição da sonda no tanque. Como F é menor do que F crítico, a hipótese nula pode ser aceita. A aceitação da hipótese nula indica que a posição da sonda térmica no tanque não resultou em nenhuma alteração significativa no valor do K_t . Isso mostra que a seguinte hipótese é verdadeira: os valores médios do K_t obtidos na região central representam os valores médios de outras regiões da superfície livre do tanque.

7.2.1 Representação Matemática da Relação entre Reoxigenação e o Processo de Resfriamento do Sólido Metálico

O primeiro passo para a produção do modelo matemático foi determinar os valores médios e as incertezas do K_2 , obtidos através de 15 ensaios de reoxigenação, e de $h-h_n$,

obtidos a partir de 120 ensaios de resfriamento dos sólidos metálicos, para os cinco níveis de intensidade turbulenta. Contudo, na análise da dependência entre K_2 e $h-h_n$, além de complicado, é desnecessário admitir incertezas nas duas variáveis. Segundo Vuolo (1996), geralmente não interessa conhecer os valores verdadeiros de x e y em cada caso, mas interessa conhecer a melhor aproximação para a relação verdadeira entre x e y . Por isso, pode-se admitir que o resultado x é o valor verdadeiro, mas y tem incerteza maior, dada pela Equação 91. Isto é, a incerteza em x é transferida para y que passa a ter incerteza maior. Aqui, y é representado por K_2 e x por $h-h_n$.

$$\sigma_y^2 = \sigma_{y_0}^2 + \left(\frac{dy}{dx} \right)_0^2 \sigma_x^2 \quad (91)$$

em que $(dy/dx)_0$ é a estimativa preliminar para a derivada (dy/dx) , a variância σ_y^2 é a variância original $\sigma_{y_0}^2$ somada à uma variância $(dy/dx)_0^2 \sigma_x^2$, que representa a incerteza transferida de x para y . Essa transferência de incerteza é mostrada na Figura 50.

Figura 50. (a) Representação de incertezas nas variáveis x e y . (b) A incerteza em x é transferida para y que passa a ter incerteza maior, enquanto x é admitida isenta de erro (Modificado a partir de Vuolo, 1996)

As análises de correlação entre o coeficiente de reoxigenação e os coeficientes de transferência de calor por convecção, para as sondas esféricas e planas, são mostradas nas Figuras 51 e 52.

Figura 51. Regressão linear entre K_2 e $h-h_n$. (a) Sonda térmica esférica (D = 2,5 cm). (b) Sonda térmica esférica (D = 5,0 cm)

Figura 52. Regressão linear entre K_2 e $h-h_n$ para a sonda térmica plana de alumínio e para a sonda térmica plana de cobre

Embora haja alguns pontos que não estão sobre a linha de correlação “perfeita”, vê-se que os pontos estão bem alinhados à reta ajustada. Isto é estatisticamente confirmado pelos valores dos coeficientes de correlação, r , iguais a 0,996, 0,993, 0,984 e 0,986 para a sonda térmica esférica com $D = 2,5$ cm, sonda térmica esférica com $D = 5,0$ cm, sonda térmica plana de alumínio e sonda térmica plana de cobre, respectivamente.

Os resultados das análises de regressão produziram modelos matemáticos que relacionam linearmente o coeficiente de reoxigenação com o coeficiente de transferência de calor por convecção, para as quatro variações das sondas térmicas. Verifica-se que, para o pior ajuste (STPA), o coeficiente de determinação, r -quadrado, foi igual a 0,968, podendo concluir-se que 98,6% das variações do K_2 podem ser explicadas pela variabilidade de $h-h_n$. As Equações 92 a 95 mostram os modelos obtidos a partir das análises de regressão para as sondas STE com $D = 2,5$ cm, STE com $D = 5,0$ cm, STPA e STPC, respectivamente.

$$K_2 = (-0,014 \pm 0,01) + (7,55 \pm 0,4)(h - h_n) \quad (92)$$

$$K_2 = (-0,030 \pm 0,01) + (7,35 \pm 0,5)(h - h_n) \quad (93)$$

$$K_2 = (-0,010 \pm 0,02) + (6,37 \pm 0,7)(h - h_n) \quad (94)$$

$$K_2 = (-0,045 \pm 0,02) + (8,32 \pm 0,8)(h - h_n) \quad (95)$$

As relações expressas pelos modelos acima não são dimensionalmente homogêneas. Para superar essa limitação, o K_2 foi relacionado com a expressão $K_t - K_{tn}$, a qual representa a diferença que retratará o aumento de K_t devido apenas ao aumento do nível de agitação da água no tanque.

Como era esperado, os valores dos coeficientes de correlação permaneceram os mesmos para essa nova análise, indicando que não houve prejuízos no alinhamento entre os pontos e a nova reta ajustada. As Equações 96 a 99 mostram os modelos obtidos a partir das análises de regressão, entre K_2 e $K_t - K_{tn}$, para as sondas STE com $D = 2,5$ cm, STE com $D = 5,0$ cm, STPA e STPC, respectivamente.

$$K_2 = (-0,014 \pm 0,01) + (5,2 \times 10^{-4} \pm 2,8 \times 10^{-5})(K_t - K_{tn}) \quad (96)$$

$$K_2 = (-0,030 \pm 0,01) + (1,0 \times 10^{-3} \pm 6,8 \times 10^{-5})(K_t - K_{tn}) \quad (97)$$

$$K_2 = (-0,010 \pm 0,02) + (3,0 \times 10^{-3} \pm 7,2 \times 10^{-5})(K_t - K_{tn}) \quad (98)$$

$$K_2 = (-0,045 \pm 0,02) + (5,8 \times 10^{-3} \pm 8,6 \times 10^{-5})(K_t - K_{tn}) \quad (99)$$

Vale lembrar que não há nenhuma base teórica e nem mesmo experimental indicando que as relações entre K_2 versus $h-h_n$ e K_2 versus $K_t - K_{tn}$ sejam constantes e independentes da

turbulência e condição de mistura. Por isso, a aplicabilidade dos modelos obtidos aqui é restrita as condições hidrodinâmicas nas quais os ensaios foram realizados.

7.3 Ensaios de Decaimento da Concentração de STD

Seis ensaios de decaimento da concentração de STD, para as sondas perfuradas com minibrocas com diâmetro de 0,4 mm e 0,5 mm, são apresentados na Figura 53. Para cada sonda, as curvas de decaimento de STD são mostradas em três diferentes condições de agitação: 1- U_0 igual a 2,01 cm/s; 2- U_0 igual a 2,61 cm/s; e 3- U_0 igual a 3,02 cm/s. Os demais resultados são apresentados no Apêndice B.

Destaca-se que α é um coeficiente adimensional obtido através da Equação 85.

$$\alpha = \frac{C_c - C_\infty}{C_0 - C_\infty} = \exp(-K_m t) \quad (100)$$

As curvas de decaimento da concentração de STD mostram que, quanto maior a intensidade turbulenta, mais rápida a concentração na sonda aproxima-se da concentração da água do tanque. Quanto maior o valor de K_m , maior a taxa de decaimento de STD, ou seja, existe uma relação de proporcionalidade entre o valor de K_m e o nível de agitação da água. Destaca-se que para a obtenção da curva de decaimento, a concentração de STD da água do tanque era aumentada em média 1,4 %, em função da transferência de sólidos da sonda para o tanque. Esse aumento é insignificante e, por isso, não é considerado na aplicação do modelo.

Figura 53. Ensaios de decaimento da concentração de STD para as sondas de massa esféricas

Os valores estimados do K_m e do coeficiente de transferência de massa por convecção (h_m) são apresentados na Tabela 8, juntamente com os valores médios da raiz quadrada do erro quadrático médio (RMSE). Destaca-se que h_m é função dos parâmetros V_c e A_c .

Os resultados médios da RMSE sugerem que o ajuste do modelo aos dados apresentou praticamente a mesma qualidade para as duas sondas. Vale salientar que, para este caso, os valores da RMSE são adimensionais, uma vez que foram obtidos considerando-se o modelo adimensionalizado (Equação 100).

Tabela 8. Valores estimados de K_m , h_m e RMSE

U_0 [cm.s ⁻¹]	Orifícios de 0,4 mm		Orifícios de 0,5 mm	
	K_m [hora ⁻¹]	h_m [cm.hora ⁻¹]	K_m [hora ⁻¹]	h_m [cm.hora ⁻¹]
2,01	60,01	1923,52	93,98	2017,04
2,01	76,60	2455,43	93,86	2014,39
2,01	60,50	1939,26	109,92	2359,17
2,01	68,31	2189,56	90,52	1942,74
2,01	52,82	1693,18	115,26	2473,63
2,34	100,66	3226,57	204,03	4378,98
2,34	80,25	2572,52	159,95	3432,95
2,34	80,07	2566,78	195,70	4200,14
2,34	80,09	2567,25	161,86	3473,91
2,34	96,92	3106,91	138,33	2968,90
2,61	118,24	3790,28	241,88	5191,24
2,61	127,58	4089,64	202,85	4353,56
2,61	112,24	3597,98	204,44	4387,74
2,61	123,26	3950,97	160,25	3439,38
2,61	106,58	3416,31	160,25	3439,38
2,83	114,12	3658,00	263,69	5659,36
2,83	138,58	4442,02	263,51	5655,35
2,83	129,11	4138,65	193,51	4153,21
2,83	144,00	4615,91	213,20	4575,80
2,83	130,56	4185,11	213,20	4575,80
3,02	155,56	4986,61	225,50	4839,72
3,02	156,27	5009,36	283,21	6078,16
3,02	197,11	6318,25	232,24	4984,37
3,02	162,40	5205,72	316,96	6802,51
3,02	188,43	6040,15	235,44	5052,96
RMSE [-]	0,011		0,014	

Os resultados médios de K_m e h_m com as incertezas padrão são apresentados na Figura 54. Os valores dos coeficientes de transferência de massa de STD mostraram-se sensíveis ao nível de agitação da água. O aumento da intensidade turbulenta provoca a elevação dos valores médios de K_m e h_m . Pode ser visto que os valores de K_m para a sonda com $d = 0,5$ mm são superiores aos da sonda com $d = 0,4$ mm. Isto é justificável tendo em vista que a área perfurada é 1,5 vezes maior na sonda com orifício de 0,5 mm.

Figura 54. Coeficientes de transferência de massa por convecção em função da intensidade turbulenta

Nota-se também que as incertezas são diferentes para as duas sondas. Para a sonda com $d = 0,4$ mm, a incerteza padrão média foi igual a 10 % do valor de h_m ; enquanto que, para a sonda com $d = 0,5$ mm, o valor foi de 15 %.

Para avaliar se os valores de h_m também são superiores para a sonda com $d = 0,5$ mm, a ANOVA é aplicada novamente. Agora, com dois fatores de interesse (intensidade turbulenta e diâmetro do orifício da sonda de massa esférica) que influem na variável dependente (h_m). Para aplicação da ferramenta ANOVA, admitiu-se que os dados possam ser tratados como amostras aleatórias de dez populações normais, tendo a mesma variância σ^2 , mas diferindo possivelmente nas suas médias.

O nível de significância do teste de hipóteses foi adotado igual a 0,05. Os resultados da análise são apresentados na Tabela 9.

Tabela 9. Resultado da análise de variância para avaliar a influência do diâmetro dos orifícios sobre h_m

Fontes de Variação	SQ	gl	MQ	F	Valor-P	F crítico
Amostra	67692892,05	4	16923223,01	57,54776	$4,61 \times 10^{-16}$	2,605975
Colunas	2317467,676	1	2317467,676	7,880596	0,007686	4,084746
Interações	1340335,23	4	335083,8076	1,139459	0,351901	2,605975
Dentro	11762906,14	40	294072,6535			
Total	83113601,09	49				

O título “amostra” refere-se ao fator intensidade turbulenta. Como F é maior do que o F crítico, a hipótese nula não pode ser aceita. Isso significa que, com 95% de confiança, os valores de h_m são significativamente diferentes nos cinco diferentes níveis de agitação da água.

O título “colunas” refere-se aos resultados do fator diâmetro do orifício. A hipótese nula não pode ser aceita novamente, uma vez que F é maior do que F crítico. A negação da hipótese nula indica que o aumento do diâmetro do orifício de 0,4 para 0,5 mm altera os valores de h_m .

Acredita-se que o aumento do diâmetro do orifício favoreceu o transporte advectivo para dentro da sonda, aumentando a transferência de massa da sonda para o tanque. Essa hipótese pode ser sustentada pela relação d/η . Quando essa relação é maior do que 1, o transporte advectivo pode ser intensificado, uma vez que o menor turbilhão é inferior ao diâmetro do orifício. Para a sonda com $d = 0,5$ mm, a relação variou de 1,22 a 1,51; enquanto que, para a sonda com $d = 0,4$ mm, a relação foi de 0,97 a 1,21.

7.3.1 Representação Matemática da Relação entre Reoxigenação e o Processo de Decaimento da Concentração de STD

A relação causa-efeito entre a reoxigenação e o decaimento da concentração de STD em uma sonda flutuante não existe. Os dois processos de transferência de massa são relacionados porque dependem do nível de agitação da água. Contudo, a relação entre os processos pode existir e se manifestar através dos parâmetros K_2 ou K_l e K_m ou h_m , tornando possível a utilização do último para a determinação indireta do primeiro.

Para a obtenção do modelo matemático, utilizou-se da mesma estratégia de transferência de incerteza da seção 7.2.1. Entretanto, preferiu-se aqui utilizar a relação entre

K_l e h_m , uma vez que os dois parâmetros apresentam a mesma unidade. Dessa forma, o modelo matemático resultante é dimensionalmente homogêneo.

As análises de correlação entre K_l e h_m , para as duas sondas, são mostradas na Figura 55. Como observado para as sondas térmicas, o coeficiente r apresentou-se próximo de 1, indicando a existência de “forte” correlação entre os parâmetros analisados.

Figura 55. Regressão linear entre K_l e h_m . (a) Sonda de massa esférica ($d = 0,4$ mm). (b) Sonda de massa esférica ($d = 0,5$ mm)

As análises de regressão produziram modelos matemáticos que relacionam linearmente o K_l ao h_m . O r -quadrado foi de 0,974, para a sonda com $d = 0,4$ mm, e de 0,976, para a outra sonda. Apesar do aumento da incerteza padrão para $d = 0,5$ mm, os dados estatísticos mostraram que o aumento do diâmetro do orifício não afetou a correlação entre os parâmetros analisados. Nas Equações 101 e 102 são apresentados os modelos obtidos a partir das análises de regressão para as sondas com $d = 0,4$ mm e com $d = 0,5$ mm, respectivamente.

$$K_l = (1,52 \pm 0,2) + (6,55 \times 10^{-4} \pm 6,0 \times 10^{-5}) h_m \quad (101)$$

$$K_l = (1,17 \pm 0,3) + (6,73 \times 10^{-4} \pm 6,2 \times 10^{-5}) h_m \quad (102)$$

Apesar de a ferramenta ANOVA indicar que o aumento do diâmetro do orifício de 0,4 para 0,5 mm altera os valores de h_m , pode ser visto, nas Equações 101 e 102, que os modelos são praticamente iguais quando as incertezas dos parâmetros da reta são consideradas. Vale destacar novamente que não há nenhuma base teórica e nem mesmo experimental indicando que as relações entre K_1 versus h_m sejam constantes e independentes da turbulência e condição de mistura.

7.4 Componente Vertical de Velocidade junto à Superfície Livre e o coeficiente K_2

A tomada de dados com o sonar foi realizada nos mesmos níveis de agitação dos ensaios de reoxigenação da água. A série numérica coletada e armazenada no sistema *Go!Link* e no software *Logger Lite* é uma representação digital da deformação da superfície livre, sendo que os valores de W são considerados aproximadamente iguais à componente vertical de velocidade. O espectro representa a turbulência em um ponto da superfície da água em função do tempo, resultando em um gráfico característico de um sinal aleatório, com muita semelhança entre os diversos ensaios. Para ilustrar a forma do espectro coletado, nas Figuras 56, 57 e 58 são apresentados nove ensaios em três diferentes intensidades de turbulência e frequências de amostragem.

Figura 56. Sinal expandido de W em função do tempo ($f = 15$ Hz)

Figura 57. Sinal expandido de W em função do tempo ($f = 25$ Hz)

Figura 58. Sinal expandido de W em função do tempo ($f = 35$ Hz)

Para a melhor visualização do espectro, os gráficos são mostrados de forma expandida, porém durante um período menor de aquisição. Os tempos de ensaio foram de 334, 200 e 143 segundos para as frequências de 15, 25 e 35 Hz, respectivamente. Os demais resultados são apresentados no Apêndice C. Pode ser visto que o aumento da frequência de

amostragem, principalmente de 25 para 35 Hz, intensificou a flutuação da velocidade W medida pelo sonar.

Sabe-se que a qualidade dos dados obtidos com o sonar pode ser reduzida em função de outras fontes sonoras que emitem ondas ultrassônicas, como, por exemplo, o motor da bomba hidráulica. Para avaliar a existência de tal problema, novos ensaios foram realizados com a superfície livre sem agitação, entretanto com a moto-bomba ligada. Esses ensaios foram feitos considerando nove frequências de amostragem (5, 10, 15, 20, 25, 30, 35, 40 e 45 Hz). Dessa forma, foi possível avaliar a influência de fontes sonoras externas e da frequência de amostragem na qualidade dos resultados. A relação entre w_{RMS} e a frequência de amostragem para a superfície sem agitação é mostrada na Figura 59.

Figura 59. w_{RMS} , para a superfície sem agitação, versus frequência de amostragem

Se o sonar não sofresse a influência de fontes sonoras externas e se a exatidão fosse a mesma para todas as frequências de amostragem, w_{RMS} seria igual a zero. No entanto, pode ser observado que mesmo com a superfície livre parada o sonar registrou certo nível de intensidade de turbulência. Verifica-se, também, que o aumento da frequência de amostragem causa elevação no valor de w_{RMS} . O aumento da frequência de 15 para 35 Hz provoca o aumento de 100% no valor da intensidade de turbulência junto à superfície livre. Com intuito de minimizar esses erros e determinar w_{RMS} em função apenas do nível de agitação da superfície, decidiu-se utilizar a diferença entre os valores de w_{RMS} , para os cinco níveis de

agitação, e o valor médio de w_{RMS} para a superfície livre sem agitação. Dessa forma, a diferença retratará o aumento da intensidade de turbulência junto à superfície livre devido apenas ao aumento do nível de agitação da água no tanque.

Os resultados de w_{RMS} corrigidos, para os cinco níveis de agitação e para as três frequências de amostragem, são mostrados na Tabela 10. Os valores médios de w_{RMS} , determinados com a superfície sem agitação, para as frequências de 15, 25 e 35 Hz, usados na correção são $6,7 \times 10^{-4}$, $1,4 \times 10^{-3}$ e $1,3 \times 10^{-3}$ m/s, respectivamente.

Os valores para 15 e 25 Hz estão próximos, com exceção de U_0 igual a 2,61 cm/s. Para 35 Hz, os valores são superiores, aos das outras frequências de amostragem, em todos os níveis de U_0 . Acredita-se que essa diferença é causada por erros sistemáticos do instrumento nessa faixa de frequência de amostragem. Em taxas de amostragem acima de 30 Hz e em ambientes com fontes sonoras, as medidas realizadas com o sonar podem não apresentar exatidão (VERNIER SOFTWARE & TECHNOLOGY, 2012).

Tabela 10. Valores corrigidos de w_{RMS} para as três frequências de amostragem

U_0 [cm.s ⁻¹]	w_{RMS} [m.s ⁻¹] 15 Hz	w_{RMS} [m.s ⁻¹] 25 Hz	w_{RMS} [m.s ⁻¹] 35 Hz
2,01	$(7,8 \pm 1,3) \times 10^{-4}$	$(7,4 \pm 1,8) \times 10^{-4}$	$(8,2 \pm 1,3) \times 10^{-3}$
2,34	$(4,0 \pm 0,7) \times 10^{-3}$	$(4,2 \pm 0,8) \times 10^{-3}$	$(8,3 \pm 1,9) \times 10^{-3}$
2,61	$(5,3 \pm 0,5) \times 10^{-3}$	$(9,3 \pm 0,8) \times 10^{-3}$	$(13,2 \pm 0,8) \times 10^{-3}$
2,83	$(11,2 \pm 0,5) \times 10^{-3}$	$(12,5 \pm 1,0) \times 10^{-3}$	$(24,1 \pm 0,7) \times 10^{-3}$
3,02	$(18,1 \pm 0,3) \times 10^{-3}$	$(21,6 \pm 0,7) \times 10^{-3}$	$(32,8 \pm 0,6) \times 10^{-3}$

Como já foi dito, o coeficiente de reoxigenação é função das características dos fluidos separados pela interface, da agitação do meio líquido e do meio gasoso e de fatores externos, como a temperatura. Nesse item é proposto um modelo para a previsão do K_2 a partir de considerações adequadas acerca da energia cinética turbulenta junto à superfície livre, a qual, como será visto posteriormente, pode ser determinada em função dos valores de w_{RMS} . Trata-se de uma proposta já elaborada por Simões (2012), sendo que a base conceitual foi a mesma apresentada por Schulz (1985) e Schulz e Giorgetti (1986).

Em relação à taxa de dissipação de energia cinética turbulenta, ε , assumindo que toda energia cinética introduzida no escoamento por meio das grandes escalas é dissipada pelos efeitos viscosos, pode-se escrever:

$$\varepsilon = \frac{V_1^3}{L_1} \quad (103)$$

em que V_1 é a velocidade característica das grandes escalas e L_1 é o comprimento característico das grandes escalas. Esse resultado é um princípio importante que decorre da cascata de energia como mencionado por Pope (2000).

A energia cinética turbulenta, k , é definida como $(1/2)$ da soma dos elementos da diagonal principal do tensor de Reynolds. Considerando que a turbulência é isotrópica, esses elementos são iguais (os demais são nulos para isotropia). Logo, se são iguais, a soma é igual a 3 vezes um deles. Escolhendo a componente vertical de velocidade junto à superfície, já que foi ela que o sonar mediu, define-se $k = (3/2)w_{RMS}^2$.

Simões (2012), baseado em Kolmogorov, em 1942, e Prandtl, em 1945, sugere que $k^{1/2}$ é a melhor representação para a escala de velocidade associada aos grandes turbilhões, justificando tal proposta no fato deles conterem a maior parte da energia cinética. Portanto, $V_1 = k^{1/2}$, resultando em:

$$\varepsilon = \frac{k^{3/2}}{L_1} \quad (104)$$

Considerando-se que a Equação 104 deva ser corrigida com uma constante c_1 :

$$\varepsilon = c_1 \frac{k^{3/2}}{L_1} \quad (105)$$

Resta agora definir L_1 . Para canais, existe uma aproximação linear entre L_1 e a profundidade do escoamento. Como primeira aproximação, é usada nesse estudo a relação:

$$L_1 = c_2 H \quad (106)$$

em que H é a altura da lâmina d'água no tanque.

Combinando as equações 105 e 106, obtém-se:

$$\varepsilon = c_3 \frac{k^{3/2}}{H} \quad (107)$$

em que c_3 é igual a c_1/c_2 .

A partir desse ponto, utilizou-se a proporcionalidade empírica observada entre K_2 , a taxa de dissipação de energia e a altura da lâmina d'água no tanque. Trata-se de uma relação estabelecida por meio de potências, com a forma apresentada pela Equação 108 (SCHULZ, 1985 e SCHULZ e GIORGETTI, 1986). Nessa equação, a constante ψ e os expoentes p e q assumem diferentes valores quando são observados os estudos de diversos pesquisadores (SIMÕES, 2012).

$$K_2 = \psi \varepsilon^p H^q \quad (108)$$

A comparação entre o K_2 experimental e o K_2 estimado pela Equação 108 é apresentada na Figura 60. A análise de regressão produziu coeficientes de determinação iguais a 0,976, 0,983 e 0,866 para as frequências de amostragem de 15, 25 e 35 Hz, respectivamente.

Figura 60. Comparação entre o K_2 experimental e o K_2 obtido com a Equação 109

Os valores estimados de ψ , p , e q são apresentados na Tabela 11. Rathbun (1977) reuniu os valores dos expoentes p e q encontrados por diversos pesquisadores. Esses valores variam de 0,17 a 1,0 para o expoente p e de 0 a 1,63 para o expoente q .

Verifica-se que os valores dos coeficientes para as frequências de amostragem de 15 e 25 Hz são próximos, enquanto que, para a frequência de 35 Hz, eles são mais elevados. Como discutido anteriormente, acredita-se que essa diferença esteja mais associada a erros instrumentais do que a melhora na capacidade de quantificar as perturbações na superfície livre devido ao aumento na frequência de amostragem.

Tabela 11. Coeficientes estimados pela análise de regressão

Frequências de amostragem [Hz]	ψ	p	q
15	0,0038	0,067	3,1
25	0,0041	0,068	3,2
35	0,0068	0,11	3,4

8 CONSIDERAÇÕES FINAIS

O tanque agitado por jatos construído para a realização dos ensaios de reoxigenação, resfriamento dos sólidos metálicos, decaimento da concentração de STD e determinação da componente vertical de velocidade junto à superfície livre mostrou ser um sistema hidrodinâmico adequado para suportar tais estudos. No entanto, verificou-se a existência de sumidouro de oxigênio dissolvido provocado pelo próprio sistema de movimentação da água.

A concentração de saturação de oxigênio dissolvido estimada pela análise de regressão não linear com o uso do modelo clássico, C_s^* , foi, em média, 16,6 % menor que o valor da concentração de saturação teórico estimado pela equação de Popel (1979), comprovando a existência de sumidouro físico. A presença do sumidouro faz com que o modelo clássico superestime K_2 . Em média, esse valor é aumentado em 19%. Diante do exposto, foi proposto um modelo que considerou um coeficiente de desoxigenação, K_3 , para representar o sumidouro de oxigênio dissolvido não contemplado no modelo clássico. A qualidade do ajuste aos dados experimentais do modelo com sumidouro foi superior ao do modelo clássico.

O trocador de calor do tipo serpentina usado no controle da temperatura da água mostrou-se adequado. A maior variação encontrada durante um ensaio de reoxigenação foi inferior a 3,0°C.

O modelo matemático, baseado na lei de resfriamento de Newton, utilizado para descrever o resfriamento do sólido ajustou-se bem aos dados experimentais, apresentando RMSE inferior a 0,32°C para todas as sondas térmicas. Os valores de K_t mostraram-se sensíveis à variação da intensidade turbulenta.

Os valores dos coeficientes de transferência de calor por convecção natural para a sonda térmica esférica foram superiores aos das sondas térmicas planas, devido à atenuação do escoamento ascendente ocasionado pelas últimas.

Os dados de $h-h_n$ das sondas térmicas esféricas com diâmetro de 2,5 cm e 5,0 cm estão transladados entre si, resultado, supostamente, da existência da influência de um fator de escala no coeficiente de transferência de calor por convecção, já que o diâmetro de uma sonda é o dobro do diâmetro da outra.

A análise de variância bifatorial permitiu concluir, com 95% de confiança, que as sondas térmicas não produzem coeficientes de transferência de calor significativamente diferentes quando as mesmas são mergulhadas em posições diferentes no tanque, indicando a possibilidade de turbulência homogênea próximo à superfície livre.

Os resultados obtidos no estudo de resfriamento dos sólidos revelaram “forte” correlação entre o K_2 e a diferença $K_t - K_{tm}$ para todas as sondas térmicas, sendo estatisticamente confirmada pelos valores dos coeficientes de correlação, r , iguais a 0,996, 0,993, 0,984 e 0,986 para a sonda térmica esférica com $D = 2,5$ cm, sonda térmica esférica com $D = 5,0$ cm, sonda térmica plana de alumínio e sonda térmica plana de cobre, respectivamente. Posteriormente, através da análise de regressão linear, modelos matemáticos foram obtidos para descrever K_2 em função de $K_t - K_{tm}$.

Com relação às sondas de massa esféricas, K_m e h_m mostraram-se sensíveis ao nível de agitação da água no tanque, aumentando com a elevação da intensidade turbulenta. Os modelos construídos para descrever o decaimento da concentração de STD apresentaram desempenho satisfatório para as duas sondas de massa, uma vez que os valores da RMSE encontrados foram de 0,011 e 0,014 para a sonda com $d = 0,4$ e $d = 0,5$ mm, respectivamente.

O aumento do diâmetro do orifício da sonda de massa esférica de 0,4 para 0,5 mm provocou alterações significativas, com 95 % de confiança, nos valores de h_m , indicando a possibilidade da existência de transporte advectivo entre a sonda e o meio.

Para a obtenção de um modelo matemático dimensionalmente homogêneo, preferiu-se realizar análises de correlação entre os parâmetros K_l e h_m . Essas análises produziram coeficientes r de 0,987 para $d = 0,4$ e 0,988 para $d = 0,5$ mm, revelando uma ótima relação entre os parâmetros analisados.

O efeito da temperatura no coeficiente de transferência de massa por convecção não foi investigado. Portanto, recomenda-se que estudos posteriores sejam realizados com o objetivo de avaliar tal dependência.

Sugere-se também uma investigação mais detalhada da relação entre o diâmetro dos orifícios da sonda de massa esférica e o h_m , de modo que a dependência entre esses dois parâmetros deixe de existir.

A componente vertical de velocidade junto à superfície mostrou-se sensível à alteração do nível de agitação da água. O sonar empregado possibilita obter excelentes dados experimentais. Entretanto, correções devem ser realizadas em função da frequência de amostragem utilizada e da presença de fontes externas ultrassônicas. Recomenda-se que a frequência de amostragem seja inferior a 30 Hz, uma vez que acima dessa taxa de amostragem o sonar pode apresentar erros sistemáticos instrumentais.

O modelo de previsão do K_2 baseado na energia cinética turbulenta junto à superfície apresentou excelente resultado, principalmente para as frequências de amostragem de 15 e 25

Hz, para as quais o coeficiente de determinação foi superior a 0,97. Contudo, os expoentes p e q apresentaram valores inferiores e superiores aos encontrados na literatura, respectivamente.

Conclui-se que os modelos desenvolvidos têm sua validade verificada em um dispositivo mecânico: o tanque agitado por jatos. Apesar disso, esse tanque tem a premissa de reproduzir os escoamentos naturais. As validações em campo, com desenvolvimento de métodos específicos, serão um próximo passo em pesquisas futuras para que se possa atribuir utilidade definitiva às metodologias aqui estudadas.

9 REFERÊNCIAS

ASCE (1991). **ASCE Standard - Measurement of Oxygen Transfer in Clear Water**, ANSI-ASCE 2-91, 2ª Edição.

ASCE (2007). **ASCE Standard - Measurement of Oxygen in Clear Water**, ASCE/SEI 2-06, Reston, Virginia.

BARBOSA JUNIOR, A. R. (1989). **Desenvolvimento de Metodologia para a Determinação do Coeficiente de Reaeração dos Escoamentos Naturais da Água com o Emprego de Traçador Gasoso**. Dissertação, Escola de Engenharia de São Carlos – Universidade de São Paulo, São Carlos.

BARBOSA JÚNIOR, A. R. (1997). **Uso de Traçadores na Determinação de Parâmetros de Qualidade em Escoamentos Naturais da Água**. Tese, Escola de Engenharia de São Carlos – Universidade de São Paulo, São Carlos.

BEHRING, J. L. et al. (2004). Adaptação no Método do Peso da Gota para Determinação da Tensão Superficial: um Método Simplificado para a Quantificação da CMC de Surfactantes no Ensino da Química, **Química Nova**, v. 27, n. 3, 492 -495, 2004.

BELANGER, T. V.; KORZUN, E. A. (1991). Critique of Floating-Dome Technique for Estimating Reaeration Rates, **J. of Environmental Engineering**, 117, n. 1 jan. 1991.

BENNETT, J. P.; RATHBUN, R. E. (1972). Reaeration in Open-Channel Flow. **Geological Survey Professional Paper**, Washington, United States Government Printing Office, n. 737.

BICUDO, J. R. P. W. (1988). **The Mensurement of Reaeration in Streams**. NewCastle, England. Thesis (doctor) – University of New Castle.

CARREIRA, M. F. (1995). **Relação entre o Coeficiente de Absorção de Massa (K_L) e Parâmetros de Turbulência Superficial, Obtidos por Método Óptico**. Dissertação (Mestrado), Escola de Engenharia de São Carlos – Universidade de São Paulo, São Carlos.

CARVALHO, G. S. de (1995). **Determinação do Coeficiente de Transferência Gasosa de Hidrocarbonetos e sua Relação com o Coeficiente de Reaeração**. Dissertação (Mestrado), Escola de Engenharia de São Carlos – Universidade de São Paulo, São Carlos.

ÇENGEL, Y.A. (2009). **Transferência de Calor e Massa**. McGraw-Hill. 2009, 928p.

CHAPRA, S.C. (1997). **Surface Water-Quality Modeling**. McGraw-Hill. 1997, 844p.

COPELAND, B. J.; DUFFER, W. R. (1964). Use of a Clear Plastic Dome to Measure Gaseous Diffusion Rates in Natural Waters, **Limnology and Oceanography**, 9, n. 4, 1964.

COSTA, D. J. (2011). **Estudo da Influência da Macro-Rugosidades do Leito de um Canal Hidráulico sobre o Coeficiente de Reoxigenação Superficial**. Dissertação - Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos.

COSTA, O. S. (1992). **Análise do Efeito da Umidade Atmosférica sobre o Coeficiente de Reoxigenação**. Dissertação (Mestrado), Escola de Engenharia de São Carlos – Universidade de São Paulo, São Carlos.

COSTA, O. S. (1999). **Contribuição à Metodologia para Determinação Indireta do Coeficiente de Reaeração dos Escoamentos Naturais de Água com Emprego do Método da Sonda Solúvel**. Tese (Doutorado), Escola de Engenharia de São Carlos – Universidade de São Paulo, São Carlos.

DANCKWERTS, P. V. (1951). Significance of Liquid-Film Coefficients in Gas Absorption. **Industrial and Engineering Chemistry**, v.43, n. 6, pp. 1460-1467.

DOWNING, A. L.; TRUESDALE, G. A. (1955). Some Factors Affecting the Rate of Solution of Oxygen in Water. **J. Appl. Chem.**, 5:570–581.

ELMORE, H. L.; WEST, W. F. (1961). Effect of Water Temperature on Stream Reaeration, **J. Sanit. Eng. Div., Am. Soc. Civ. Eng.**, 87(6):59–71.

EPA, United States Environmental Protection Agency (1985). **Rates, Constants, and Kinetics Formulations in Surface Water Quality Modeling**. 2^a ed. Athens, 455p.

FOTESCUE, G.E; PEARSON, J. R. A. (1970). On Gas Absorption into a Turbulent Liquid. **Chem. Engr. Science**, 22. 1967.

GEORGE, J.; CAUSSADE, B.; MASBERNAT, L. (1994). Conceptual Modelling of Interfacial Gas-Liquid Mass Transfer, **Air-Water Gas Transfer**, 1994.

GIANSANTI, A. E.; GIORGETTI, M.F. (1986). Contribuição para Determinação do Coeficiente de Reoxigenação Superficial em Corpos D'água. II/Trabalho apresentado no **II Congresso Latino Americano de Transferência de Calor e Massa**, São Paulo.

GIORGETTI, M. F., et al. (1995). Reoxygenation and Deoxygenation of Industrial Waste Water in a Batch Reactor – Experiments and Modeling, **Proceedings: Third International Symposium on Air-Water Gas Transfer: University of Heidelberg** 1:lii-1-iii-2.

GIORGETTI, M. F.; GIANSANTI, A. E. (1983). Avaliação do Nível de Turbulência em Águas Correntes e sua Correlação com o Coeficiente de Reaeração Superficial./Trabalho apresentado no **XII Congresso da ABES**, Camboriu.

GIORGETTI, M. F.; JAMES, A.; BICUDO, R. (1986). Preliminary Tests for Measuring Reaeration Rate Coefficient Using Sodium Chloride Monocrystals./**Unpublished report of the Departmente of Civil Engineering**, University of New Castle upon Tyne.

GIORGETTI, M. F.; SCHULZ, H. E. (1990). Sobre o Método da Sonda Solúvel Flutuante para a Determinação Indireta do Coeficiente de Reoxigenação Superficial em Corpos D'água./Trabalho apresentado no **III ENCIT**, Itapema-SC.

GONÇALVES, J. C. S. I. (2009). **Desenvolvimento de Modelo Numérico para a Simulação da Qualidade da Água em Rios Utilizando o Software Vensim PLE®**.

Dissertação (Mestrado), Escola de Engenharia de São Carlos – Universidade de São Paulo, São Carlos.

GUALTIERI, C.; GUALTIERI, P. (2004). Turbulence-Based for Gas Transfer Analysis with Channel Shape Factor Influence. **Environmental Fluid Mechanics** (4): 249-271.

GUALTIERI, C.; GUALTIERI, P.; DORIA, G. P. (2002). Dimensional Analysis of Reaeration Rate in Streams, **J. of Environmental Engineering**, 128, n. 1 jan. 2002.

GUALTIERI, C; DORIA, G. P. (2008). **Gas-Transfer at Unsheared Free-Surfaces**. Napoli: University of Napoli Federico II, Italy. Editado por Carlo Gualtieri & Dragutin T. Mihailovic.

GULLIVER, J.S.; HALVERSON M.J. (1989). Air-Water Gas Transfer in Open Channels, **Water Resources Research**, 25(8):1783-1793.

HERLINA, V. (2005) **Gas Transfer at the Air-Water Interface in a Turbulent Flow Environment**. Dissertation, Institute of hydromechanical of Karlsruhe University, Germany.

JAMNONGWONG, M. et al. (2010). Experimental Study of Oxygen Diffusion Coefficients in Clean Water Containing Salt, Glucose or Surfactant: Consequences on the Liquid-Side Mass Transfer Coefficients, **Chemical Engineering Journal**, v. 165, 758-768, 2010.

JANZEN, G. J; SCHULZ, H. E.; LAMON, A. W. (2008). Medidas da Concentração de Oxigênio Dissolvido na Superfície da Água. **Revista de Engenharia Sanitária e Ambiental**, v. 13, n. 3, 2008.

LAMONT, J. C.; SCOTT, D. S. (1970). An Eddy Cell Model of Mass Transfer into the Surface of a Turbulent Liquid. **J. AIChE**, 16. 1970.

LAPPONI, J. C. (2005). **Estatística usando Excel**. Elsevier: 5ª Ed. Rio de Janeiro - RJ., 465p.

LEWIS, W. K.; WHITMAN, W. G. (1924). Principles of Gas Absorption. **Absorption Symposium**. Industrial and Engineering Chemistry, v. 16, n. 12, p. 1215-1210.

MAIA, G. N. (2003). **Análise dos Parâmetros Cinéticos no Fenômeno da Reoxigenação e Desoxigenação da Água**. Dissertação (Mestrado), Escola de Engenharia de São Carlos – Universidade de São Paulo, São Carlos.

MCCUTCHEON, S. C. (1989). **Water Quality Modeling: Transport and Surface Exchange in Rivers**. CRC Press, 334p.

MCKENNA, S. P.; MCGILLIS, W. R. (2004). The Role of Free-Surface Turbulence and Surfactants in Air-Water Gas Transfer, **Int. J. Heat Mass Transfer**, 47, 2004.

MELCHING, C. S.; FLORES, H. E. (1999). Reaeration Equations Derived From U. S. Geological Survey Database, **Journal of Environmental Engineering**, 125(5):407-414.

MELLO, E. D. (1996). **Sistema Óptico para Avaliação do Coeficiente de Reaeração Superficial em Corpos D'água**. Dissertação (Mestrado), Escola de Engenharia de São Carlos – Universidade de São Paulo, São Carlos.

MIRANDA, L. M. (2000). **Estudo da Deformação Superficial Gerada pela Turbulência na Interface Ar-Água, no Domínio da Frequência, e sua Correlação com o Coeficiente de Aeração**. Dissertação (Mestrado), Escola de Engenharia de São Carlos – Universidade de São Paulo, São Carlos.

MOOG, D. B; JIRKA, G. H. (1999). Air-Water Gas Transfer in Uniform Channel Flow. **J. Hydraul. Eng., ASCE**, 125. Jan.1999.

MORAES, S. L.; REZENDE, M. O. O. (2004). Determinação da Concentração Micelar Crítica de Ácido Húmicos e por Medidas de Condutividade e Espectroscopia, **Química Nova**, v. 27, n. 5, 701 -705, 2004.

OLIVEIRA, F. C. de (1996). **Estudo da Influência da Umidade Atmosférica Sobre o Coeficiente de Reaeração Superficial**, Dissertação (Mestrado), Escola de Engenharia de São Carlos – Universidade de São Paulo, São Carlos.

PEREIRA, C. E. (2002) **Estudos de Parâmetros Turbulentos e sua Relação com o Coeficiente de Reaeração com o Uso da Técnica Fotográfica**. Dissertação (Mestrado), Escola de Engenharia de São Carlos – Universidade de São Paulo, São Carlos.

PINHEIRO, H. D. (2011). **Reoxigenação Superficial da Água em Canais Abertos: o Efeito da Recirculação Produzida por Bombeamento**. 2011. Tese - Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos.

POPE, S. B. (2000). **Turbulent flows**. Cambridge: Cambridge University Press.

RAO, A. R.; LAXMI, B. V. B.; NARASIAH, K. S. (2004). Simulation of Oxygen Transfer Rates in Circular Aeration Tanks, **Water Quality Research Journal of Canada** 39(3): 237-244.

RATHBUN, R.E. (1977). Reaeration Coefficients of Streams-State-of-the-Art. **Journal of the Hydraulics Division**, v. 103, n. 4, Apr. 1977, pp. 409-424.

RIGHETTO, M. M. (2008). **Desenvolvimento e Calibração de um Tanque de Reaeração Equipado com Grade Oscilante**. Dissertação (Mestrado), Escola de Engenharia de São Carlos – Universidade de São Paulo, São Carlos.

RODRIGUES, I. C. (1996). **Determinação do Coeficiente de Reaeração Superficial de um Corpo D'água Com o Uso de Sondas Solúveis Esféricas**. Dissertação (Mestrado), Escola de Engenharia de São Carlos – Universidade de São Paulo, São Carlos.

ROMA, W. N. L. (1988). **Medida dos Parâmetros de Turbulência Superficial e sua Inter-Relação com o Coeficiente de Reaeração**. Tese (Livre Docência), Escola de Engenharia de São Carlos – Universidade de São Paulo, São Carlos.

ROSSO, D.; HUO, D. L.; STENSTROM, M. K. (2006). Effect of Surfactant Contamination on Bubble Gas Transfer, **Chemical Engineering Science**, 61, 5500-5514, 2006.

SCHULZ, H. E. (1985). **Investigação do Mecanismo de Reoxigenação da Água em Escoamento e sua Correlação com o Nível de Turbulência Junto à Superfície**. Dissertação (Mestrado), Escola de Engenharia de São Carlos – Universidade de São Paulo, São Carlos.

SCHULZ, H. E. (1989). **Investigação do Mecanismo de Reoxigenação da Água em Escoamento e sua Correlação com o Nível de Turbulência Junto à Superfície**. Tese (Doutorado). Escola de Engenharia de São Carlos – Universidade de São Paulo, São Carlos.

SCHULZ, H. E. (2003). **O Essencial em Fenômenos de Transporte**. São Carlos: EESC-USP, 2003, 398 p.

SCHULZ, H.E.; GIORGETTI, M.F (1986). Um modelo de transferência de oxigênio na interface ar-água a partir da teoria estatística da turbulência. **II Congresso Latinoamericano de Transferência de Calor e Matéria**. Volume 1, São Paulo.

SHIAU, C. (1995) **Oxygen Transfer in Bubble and Bubbleless Aeration Systems**, Wollongong, Australia. Thesis (doctor) – University of Wollongong.

SILVEIRA, A. (2004). **Influência da Umidade Atmosférica sobre o Mecanismo de Transferência de Gases Através da Interface Água-Atmosfera**. Tese (Doutorado). Escola de Engenharia de São Carlos – Universidade de São Paulo, São Carlos.

SILVEIRA, A.; GIORGETTI, M. F. (2007). Determinação do Tempo de Ensaio para a Determinação do Coeficiente de Reoxigenação Superficial em Laboratório Utilizando Tanques com Agitação Mecânica, **XVII Simpósio Brasileiro de Recursos Hídricos**, São Paulo.

SIMÕES, A.L.A. (2012). **Escoamentos Turbulentos em Canais com o Fundo em Degraus: Resultados Experimentais, Soluções Numéricas e Proposições Teóricas**. Tese - Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos.

STENSTRON, M. K.; LEU P. J. (2006). Theory to Practice: Oxygen Transfer and the New ASCE Standard, **79th WEFtec Conference, Session 62**, Dallas, TX, October 25, 2006.

STREETER, H. W.; PHELPS, E. B. (1925). A Study of the Pollution and Natural Purification of the Ohio River, **Public Health Bulletin 146**, U.S Public Health Service, Washington.

SZÉLIGA, M. R. (2003). **Sistema Óptico Baseado em Visão Computacional para Obtenção de Níveis de Turbulência na Superfície de Escoamentos Livres com Aplicação na Determinação de Parâmetros Relacionados com a Reoxigenação do Meio Líquido**.

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

TAMBURRINO, A.; ARAVENA, C. (2002). Reaeration Coefficient Determined from Agitated Water Tank Experiments, **ICHE - International Conference on Hydro-Science and Engineering**, Warsaw, Poland.

TSIVOGLU, E. C.; O'CONNEL, R. L.; WALTER, C. M.; GODSIL, P. J.; LOGSDON, G. S. (1965). Tracer Measurements of Atmospheric Reaeration, Laboratory Studies. **J. of Water Pollution Control Federation**, v. 37, n. 10, 1965.

VACHON, D.; PRAIRIE, Y. T.; COLE, J. J. (2010). The Relationship between Near-Surface Turbulence and Gas Transfer Velocity in Freshwater Systems and its Implications for Floating Chamber Measurements of Gas Exchange, **Limnol. Oceanogr.** v. 55, n. 4. 2010.

VERNIER SOFTWARE & TECHNOLOGY. Disponível em: <<http://www.vernier.com/files/manuals/go-mot.pdf>>. Acesso em: 17 de junho de 2012.

VUOLO, J. H. (1996). **Fundamentos da Teoria de Erros**. Blucher: São Paulo, 249p.

WHITMAN, W. G. (1923). A Preliminary Experimental Confirmation of the Two Film Theory of Gas Absorption. **Chemical and Metallurgical Engineering**, v.29, n.4, p. 146-148.

APÊNDICE A – RESULTADOS GRÁFICOS DOS ENSAIOS COM AS SONDAS TÉRMICAS PLANAS E ESFÉRICAS

Figura 61. Ensaio da sonda térmica plana de cobre

Figura 61. Ensaio da sonda térmica plana de cobre (continuação)

Figura 62. Ensaio da sonda térmica plana de alumínio

Figura 62. Ensaio da sonda térmica plana de alumínio (continuação)

Figura 63. Ensaios da sonda térmica esférica com $D = 2,5$ cm

Figura 63. Ensaios da sonda térmica esférica com $D = 2,5 \text{ cm}$ (continuação)

Figura 64. Ensaios da sonda térmica esférica com $D = 5,0 \text{ cm}$

Figura 64. Ensaios da sonda térmica esférica com $D = 5,0 \text{ cm}$ (continuação)

APÊNDICE B – RESULTADOS GRÁFICOS DOS ENSAIOS COM AS SONDAS DE MASSA ESFÉRICAS

Figura 65. Ensaios da sonda de massa esférica com $d = 0,4 \text{ mm}$

Figura 65. Ensaio da sonda de massa esférica com $d = 0,4 \text{ mm}$ (continuação)

Figura 66. Ensaio da sonda de massa esférica com $d = 0,5$ mm

Figura 66. Ensaios da sonda de massa esférica com $d = 0,5 \text{ mm}$ (continuação)

APÊNDICE C – RESULTADOS GRÁFICOS DOS ENSAIOS COM O SONAR

Figura 67. Componente vertical de velocidade junto à superfície para $f = 15$ Hz

Figura 67. Componente vertical de velocidade junto à superfície para $f = 15$ Hz (continuação)

Figura 68. Componente vertical de velocidade junto à superfície para $f = 25 \text{ Hz}$

Figura 68. Componente vertical de velocidade junto à superfície para $f = 25 \text{ Hz}$ (continuação)

Figura 69. Componente vertical de velocidade junto à superfície para $f = 35$ Hz

Figura 69. Componente vertical de velocidade junto à superfície para $f = 35$ Hz (continuação)