

USO DE TRAÇADORES NA DETERMINAÇÃO DE
PARÂMETROS DE QUALIDADE EM ESCOAMENTOS
NATURAIS DA ÁGUA



ANTENOR RODRIGUES BARBOSA JÚNIOR

Tese apresentada à Escola de Engenharia de São Carlos, da Universidade de São Paulo, como parte dos requisitos para obtenção do Título de Doutor em Engenharia Civil, área de concentração Hidráulica e Saneamento.

ORIENTADOR: Prof. Dr. Marcius F. Giorgetti



São Carlos

1997

Class.	TESE
Curr.	0628
Tombo	5006198

3110015794

S/S 944457

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

B238u Barbosa Júnior, Antenor Rodrigues
 Uso de traçadores na determinação de parâmetros
de qualidade em escoamentos naturais da água /
Antenor Rodrigues Barbosa Júnior. -- São Carlos,
1997.

Tese (Doutorado). -- Escola de Engenharia
de São Carlos - Universidade de São Paulo, 1997.
Área: Hidráulica e Saneamento
Orientador: Prof. Dr. Marcius F. Giorgetti.

1. Reaeração. 2. Dispersão longitudinal.
3. Oxigênio dissolvido. 4. Traçadores.
5. Qualidade da água. I. Título

FOLHA DE APROVAÇÃO

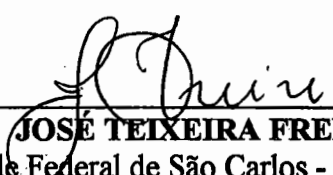
Candidato: Engenheiro **ANTENOR RODRIGUES BARBOSA JUNIOR**

Tese defendida e aprovada em 18-12-1997
pela Comissão Julgadora:

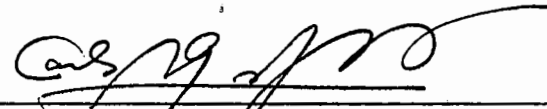


Prof. Titular **MARCIUS FANTOZZI GIORGETTI (Orientador)**
(Escola de Engenharia de São Carlos - Universidade de São Paulo)

Prof. Titular **FAZAL HUSSAIN CHAUDHRY**
(Escola de Engenharia de São Carlos - Universidade de São Paulo)



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

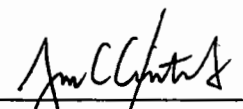


Prof. Livre-Docente **CARLOS ALBERTO GASPARETTO**
(Universidade Estadual de Campinas - UNICAMP)



Prof. Titular **BENEDITO PINTO FERREIRA BRAGA JUNIOR**
(Escola Politécnica - Universidade de São Paulo)

Prof. Titular **FAZAL HUSSAIN CHAUDHRY**
Coordenador da Área de Hidráulica e Saneamento



JOSE CARLOS A. CINTRA
Presidente da Comissão de Pós-Graduação

À minha mãe, Odile,
à memória de meu pai, Antenor,
à memória de minha avó, Maria,
e aos meus queridos irmãos,
Vera, Maria, Márcia, Milton e Iran,
pelo amor e constante incentivo,
dedico este trabalho.

A minha gratidão a minha esposa, Débora, e à Mariana e Ana Carolina, minhas filhas, pela compreensão e paciência com que aguardaram a consecução deste trabalho.

AGRADECIMENTOS

Ao professor Marcius Fantozzi Giorgetti, pela forma segura com que conduziu a orientação da pesquisa, pela amizade e pela confiança depositada no meu trabalho.

À Coordenadoria de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior - CAPES, pelo auxílio financeiro instituído na forma da bolsa do programa PICD.

À Fundação de Amparo à Pesquisa do Estado de São Paulo - FAPESP, pelo financiamento do projeto de pesquisa.

Ao Departamento Municipal de Eletricidade e à Secretaria de Planejamento e Coordenação da Prefeitura Municipal de Poços de Caldas, pela cobertura dos custos com a hospedagem da equipe técnica nas campanhas realizadas naquele município.

Ao engenheiro e amigo Paulo Eduardo Silveira, pelas sugestões, apoio técnico e críticas que contribuíram sobremaneira para a construção deste trabalho.

Aos colegas Alan Cavalcante da Cunha, Cláudio A. A. Lima, Eduardo Q. de Siqueira, Fernando C. de Oliveira, Gustavo Silva de Carvalho, Laíze Guimarães Guaglianoni e Orlene S. Costa, componentes da equipe técnica, pelo prazeroso convívio e pela constante e ativa presença nos trabalhos de campo.

Ao técnico José Roberto Maramarque, pelo exemplo de profissionalismo e pela experiência emprestada na execução dos trabalhos de campo.

Aos técnicos do Laboratório de Fenômenos de Transporte, Antonio Wagner Lamon, Luís Carlos Muzzeti e Roberto César Bérghamo pelo apoio na construção dos equipamentos, pela atuação nas operações de campo e pela amizade construída durante a realização deste trabalho.

Ao professor José Tércio Barbosa Ferreira (*in memoriam*) e ao Laboratório de Química do Centro de Tecnologia e Ciência da Universidade Federal de São Carlos, pela cessão do equipamento para as análises cromatográficas.

SUMÁRIO

	pag.
LISTA DE FIGURAS	i
LISTA DE TABELAS	xv
LISTA DE SÍMBOLOS	xxiii
RESUMO	xli
ABSTRACT	xlii
1 - INTRODUÇÃO	1
1.1 Objetivo	2
1.2 Organização do Trabalho	4
2 - A EQUAÇÃO DA ADVECCÃO-DIFUSÃO	5
2.1 Difusão Molecular	5
2.1.1 Lei de Fick	5
2.1.2 Conservação da Massa - A Equação da Difusão	6
2.1.3 A Solução Fundamental da Equação da Difusão	8
2.2 A Equação da Adveccão-Difusão	11
2.2.1 - Soluções Analíticas da Equação da Adveccão-Difusão	12
2.3 Difusão Turbulenta	19
2.3.1 Análise de Taylor	22
2.3.2 Difusão Turbulenta em Canais	25
2.3.2.1 Difusão Turbulenta na Direção Vertical	26
2.3.2.2 Difusão Turbulenta da Direção Transversal em Canal Retangular	28
2.3.2.3 Difusão Turbulenta Transversal em Canais Irregulares	32
2.3.2.4 Difusão Turbulenta na Direção Longitudinal	34
2.4 Dispersão Longitudinal	35
2.4.1 Conceituação	35
2.4.2 O Coeficiente de Dispersão Longitudinal e a Análise de Taylor	39
2.4.3 Condições de Aplicabilidade do Conceito de Dispersão Longitudinal .	42
2.4.3.1 Comprimento Requerido para a Mistura Completa	43

2.4.4 Relações Teóricas para o Coeficiente de Dispersão Longitudinal em Condutos Livres	47
2.4.4.1 Equação de Elder	47
2.4.4.2 Modelo de Fischer	48
2.4.5 Considerações Adicionais sobre a Dispersão em Condutos Livres	51
2.4.6 Métodos de Obtenção do Coeficiente de Dispersão Longitudinal	58
2.4.6.1 Método dos Momentos	59
2.4.6.2 Método do <i>Routing</i>	61
2.4.6.3 Método Gráfico Baseado no Comportamento <i>Gaussiano</i> da Distribuição de Concentração	63
2.4.6.4 Equações Empíricas e Semi-Empíricas da E_L	65
2.4.6.4.1 Fórmula de McQuivey & Keefer	66
2.4.6.4.2 Fórmula Prática de Fischer	66
2.4.6.4.3 Fórmula Prática de Liu	68
2.4.6.4.4 Fórmula de Beltaos	68
2.4.6.4.5 Modelo Híbrido de Vargas & Mellado	72
2.4.6.4.6 Considerações Adicionais sobre o Uso de Fórmulas Práticas	72
3 - REAERAÇÃO DE CURSOS D'ÁGUA NATURAIS	74
3.1 Importância da Reaeração	74
3.2 Modelagem para o Oxigênio Dissolvido em Águas Naturais	76
3.2.1 Comportamento de um Constituinte não Conservativo em Água	76
3.2.2 Simulação do OD em Cursos d'Água Naturais	78
3.3 Modelos de Previsão do Coeficiente de Reaeração	83
3.3.1 Modelos Teóricos	84
3.3.2 Formulações Empíricas e Semi-Empíricas para a Avaliação do Coeficiente de Reaeração	96
3.4 Fatores que Afetam a Transferência do Oxigênio	105
3.4.1 Fatores que Afetam a Concentração de Saturação do Oxigênio	105
3.4.2 Fatores que Afetam o Coeficiente de Reaeração	107
3.4.2.1 Efeito da Temperatura sobre o Coeficiente de Reaeração	109
3.4.2.2 Turbulência e Ação do Vento	117
3.4.2.2.1 Efeito do Vento na Transferência Gasosa	120
3.4.2.3 Efeito da Presença de Impurezas	127

3.5 Métodos de Medida do Coeficiente de Reaeração	134
3.5.1 Técnica do Balanço do Oxigênio Dissolvido	135
3.5.2 Técnica da Perturbação do Equilíbrio	137
3.5.3 Método da Campânula Flutuante	140
3.5.4 Método da Sonda Solúvel Flutuante	141
3.5.5 Técnica dos Traçadores Gasosos	144
3.5.5.1 Fundamentos Básicos do Método e Ensaio em Laboratório	145
3.5.5.2 Testes de Campo com a Técnica dos Traçadores	151
4 - METODOLOGIA, EQUIPAMENTOS E MATERIAIS	172
4.1 Generalidades	172
4.2 As Substâncias Traçadoras	172
4.3 Planejamento dos Testes de Campo	173
4.4 Seleção dos Trechos de Teste	176
4.4.1 Definição do Comprimento Requerido para Mistura Lateral	177
4.4.2 Estimativa do Tempo de Residência	179
4.5 Medida da Vazão e Definição dos Pontos de Injeção e Amostragem	180
4.5.1 Medida da Vazão	180
4.5.2 Definição dos Pontos de Injeção e Amostragem	183
4.6 Injeção do Traçador Gasoso	185
4.6.1 Sistema de Pré-Dissolução do Gás	186
4.6.2 Análise Teórica do Sistema de Pré-Dissolução do Gás	187
4.6.2.1 Modelagem do Reator de Mistura	188
4.6.2.2 Modelagem do Reator Tubular	192
4.6.2.3 Associação em Série dos Reatores de Fluxo Contínuo	194
4.6.2.4 Análise e Limitação das Modelagens dos Reatores de Mistura e Tubular	196
4.6.2.5 Modelo para o Reator Tubular com Variação Longitudinal da Concentração de Saturação do Gás	197
4.6.3 Experimentos de Pré-Dissolução do Gás	203
4.6.3.1 Conjunto de Teste e Procedimentos Experimentais	203
4.6.3.2 Resultados dos Testes e Análise dos Resultados	205
4.6.3.3 Uso Prático dos Resultados dos Testes de Dissolução	212
4.6.4 Estabelecimento das Taxas de Injeção do Gás	213
4.6.5 Duração da Injeção e Estimativa da Quantidade de Gás Consumida	215

4.7 Injeção do Traçador Conservativo Fluorescente	216
4.7.1 Lançamento do Traçador Conservativo no Método do Pico	216
4.7.2 Lançamento do Traçador Conservativo no <i>Método do Patamar</i>	218
4.8 Amostragens	219
4.8.1 Amostragem do Traçador Conservativo	222
4.8.1.1 Cronograma da Amostragem do Traçador Conservativo	222
4.8.2 Amostragem do Traçador Gasoso	224
4.8.2.1 Número e Frequência da Amostragem do Traçador Gasoso	225
4.9 Análise das Amostras	226
4.9.1 Análise das Amostras de Rodamina-WT Dissolvida	226
4.9.1.1 Calibração do Fluorímetro	227
4.9.2 Análise das Amostras de Gás Propano Dissolvido	229
4.9.2.1 Calibração do Cromatógrafo	231
4.9.2.2 Modelo para o Cálculo da Concentração do Gás pela Técnica <i>Head Space</i>	235
4.9.2.3 Erros Envolvidos na Quantificação de C_0	237
4.10 Cálculo dos Coeficientes de Reaeração e Dispersão Longitudinal	239
4.10.1 Cálculo do Coeficiente de Reaeração K_2	239
4.10.1.1 Cálculo de K_2 pelo Método do Pico	240
4.10.1.2 Cálculo de K_2 pelo Método do Patamar	241
4.10.2 Cálculo do Coeficiente de Dispersão Longitudinal E_L	242
4.10.2.1 Cálculo de E_L pelo Método dos Momentos	242
4.10.2.2 Cálculo de E_L pelo Método do <i>Routing</i>	244
4.10.2.3 Determinação de E_L pelo Método Gráfico de Chatwin	245
4.10.2.4 Cálculo de E_L pelas Fórmulas Práticas	246
5 - RESULTADOS	248
5.1 Estudos de Campo para a Obtenção do Coeficiente de Reaeração	249
5.1.1 Medidas de K_2 no Ribeirão da Laranja Azeda	250
5.1.1.1 Medidas de K_2 no Ribeirão da Laranja Azeda em 26/04/94 com o Uso do <i>Método do Pico</i>	253
5.1.1.2 Medidas de K_2 no Ribeirão da Laranja Azeda em 21/06/94 com o Uso do <i>Método do Patamar</i>	257
5.1.1.2.1 Observações Quanto ao Planejamento das Amostragens	261

5.1.1.2.2 Estimativa da Eficiência da Injeção do Gás	262
5.1.1.3 Medida de K_2 no Ribeirão da Laranja Azeda em 06/03/95 com o Uso do <i>Método do Patamar</i>	263
5.1.1.3.1 Observações Quanto ao Planejamento das Amostragens	267
5.1.1.3.2 Estimativa da Eficiência da Injeção do Gás	268
5.1.2 Medidas de K_2 no Ribeirão do Feijão	269
5.1.2.1 Medidas de K_2 no Ribeirão do Feijão em 16/05/94 com o Uso do <i>Método do Patamar</i>	271
5.1.2.1.1 Observações Quanto ao Planejamento das Amostragens	274
5.1.2.1.2 Estimativa da Eficiência da Injeção do Gás	276
5.1.2.2 Medidas de K_2 no Ribeirão do Feijão em 11/04/95 com o Uso do <i>Método do Patamar</i>	277
5.1.2.2.1 Observações Quanto ao Planejamento das Amostragens	281
5.1.2.2.2 Estimativa da Eficiência da Injeção do Gás	282
5.1.3 Medida de K_2 no Rio Jacaré-Guaçu	283
5.1.3.1 Medidas de K_2 no Rio Jacaré-Guaçu em 20/09/94 com o Uso do <i>Método do Patamar</i>	285
5.1.3.1.1 Observações Quanto ao Planejamento das Amostragens	289
5.1.3.1.2 Estimativa da Eficiência da Injeção do Gás	291
5.1.4 Medidas de K_2 no Ribeirão de Caldas	292
5.1.4.1 Medidas de K_2 no Ribeirão de Caldas em 30/08/94 com o Uso do <i>Método do Pico</i>	294
5.1.4.2 Medidas de K_2 no Ribeirão de Caldas em 21/03/95 com o Uso do <i>Método do Patamar</i>	301
5.1.4.2.1 Estimativa da Eficiência da Injeção do Gás	308
5.1.4.3 Medidas de K_2 no Ribeirão de Caldas em 27/06/95 com o Uso do <i>Método do Patamar</i>	309
5.1.4.3.1 Observações Quanto ao Planejamento das Amostragens	313
5.1.4.3.2 Estimativa da Eficiência da Injeção do Gás	315
5.2 - Análise de Erro para o Coeficiente de Dessorção do Gás Propano	316
5.3 - Equação de Reaeração Regionalizada	321
5.3.1 - Comparação das Equações de Previsão de K_2	325
5.4 Estudo do Efeito da Poluição da Água sobre a Concentração do Propano	330

5.4.1	Análise Estatística dos Dados da Seção 1 de Amostragem	331
5.4.2	Análise Estatística dos Dados da Seção 2 de Amostragem	338
5.4.3	Interpretação dos resultados	342
5.5	Estudos para a Obtenção do Coeficiente de Dispersão Longitudinal	344
5.5.1	Teste para E_L no Ribeirão da Laranja Azeda em 09/11/93	344
5.5.2	Teste para E_L no Ribeirão da Laranja Azeda em 26/04/94	350
5.5.3	Teste para E_L no Ribeirão da Laranja Azeda em 21/06/94	356
5.5.4	Teste para E_L no Ribeirão da Laranja Azeda em 06/03/95	362
5.5.5	Teste para E_L no Ribeirão do Feijão em 22/10/93	368
5.5.6	Teste para E_L no Ribeirão do Feijão em 16/05/94	374
5.5.7	Teste para E_L no Ribeirão do Feijão em 11/04/95	379
5.5.8	Teste para E_L no Rio Jacaré-Guaçu em 17/08/94	385
5.5.9	Teste para E_L no Rio Jacaré-Guaçu em 20/09/94	390
5.5.10	Teste para E_L no Ribeirão de Caldas em 30/08/94	397
5.5.11	Teste para E_L no Ribeirão de Caldas em 21/03/95	404
5.5.12	Teste para E_L no Ribeirão de Caldas em 27/06/95	413
5.5.13	Resumo e Conclusões Relativas aos Resultados para o Coeficiente de Dispersão Longitudinal	423
6	- CONCLUSÕES	435
7	- BIBLIOGRAFIA	440
APÊNDICE A	A1

LISTA DE FIGURAS

	pág.
Figura 2.1 - Volume de controle, V , vetor densidade de fluxo e elemento de área para o cálculo do fluxo total	7
Figura 2.2 - Curvas de concentração-distância (unidades arbitrárias) para uma fonte plana instantânea, em três tempos diferentes	10
Figura 2.3 - (a) Espalhamento da nuvem do traçador devido a uma injeção contínua sobre a linha de centro de um canal uniforme com velocidade de escoamento constante. (b) Gráfico das concentrações adimensionalizadas, para pontos juntos às margens e na linha de centro do canal	19
Figura 2.4 - Valores instantâneos, médios e flutuações turbulentas de velocidade e concentração	21
Figura 2.5 - Corte longitudinal em um canal uniforme e perfil logarítmico de velocidade	27
Figura 2.6 - Variação do coeficiente de difusão turbulenta adimensional, $\epsilon_z/(u \cdot h)$, em função da razão largura/profundidade do canal. Dados compilados de LAU & KRISHNAPPAN (1977)	30
Figura 2.7 - Variação do coeficiente de difusão turbulenta adimensional, $\epsilon_z/(u \cdot B)$, em função da razão largura/profundidade do canal. Dados compilados de LAU & KRISHNAPPAN (1977)	30
Figura 2.8 - Resultados para o coeficiente de difusão turbulenta transversal adimensional, obtidos dos experimentos de Webel & Schatzmann (1984)	32
Figura 2.9 - Espalhamento de um traçador em um escoamento turbulento bidimensional (HOLLEY, 1969)	36
Figura 2.10 - Representação esquemática da evolução da distribuição de concentração até atingir as condições de transporte unidimensional do traçador (HOLLEY, 1969)	37
Figura 2.11 - Comportamento esquemático da variância longitudinal da distribuição da concentração ao longo do tempo, conforme TSAI & HOLLEY (1978)	43
Figura 2.12 - Valores da razão entre os comprimentos de mistura L_0 calculados, conforme modelos representados pelas Equações (2.97) e (2.101), e medidos por DAY (1975) em cursos d'água naturais	46

Figura 2.13 - Distribuição de concentração decomposta segundo os efeitos das componentes turbulenta e laminar do escoamento, de acordo com a visão de Elder. (KRENKEL, 1962)	54
Figura 2.14 - Ilustração da aproximação da função de distribuição da concentração inicial em uma série de elementos infinitesimais, cada um contendo uma massa proporcional a $C_0 dE$	61
Figura 2.15 - Avaliação do parâmetro L_B do modelo de Beltaos (BELTAOS, 1980)	71
Figura 2.16 - Correlação do parâmetro β_B com o adimensional u_* / U para o modelo de Beltaos (BELTAOS, 1980)	71
Figura 3.1 - Volume de controle em um curso d'água para a realização do balanço de massa	77
Figura 3.2 - Fontes e sumidouros da DBO carbonácea no ambiente aquático (BOWIE et al, EPA, 1985)	78
Figura 3.3 - Um exemplo de curva de depressão da concentração, com e sem reaeração (Adaptado de BENNET & RATHBUN, 1972)	81
Figura 3.4 - Coeficiente de Reaeração (base 10) em função da profundidade conforme diferentes equações de previsão (Extraído de BENNETT & RATHBUN, 1972)	100
Figura 3.5 - Coeficiente de reaeração (dia^{-1}) em função da profundidade e da velocidade média, conforme método sugerido por Covar (1976)	104
Figura 3.6 - Distribuição espacial da concentração de um traçador como resultado de uma injeção pontual e instantânea no eixo de um curso de água natural (Adaptado de KILPATRICK et al., 1989)	153
Figura 3.7 - Esquema ilustrativo das curvas de resposta nas seções de montante e jusante para o <i>método do pico</i> (Adaptado de KILPATRICK et al., 1989)	157
Figura 3.8 - Curva de resposta a uma injeção de curta duração do traçador "conservativo"	158
Figura 3.9 - Superposição de curvas de resposta a uma série de injeções de curta duração, para simular a resposta a uma injeção de longa duração do gás (Adaptado de Kilpatrick et al., 1989)	161

Figura 3.10 - Curvas de resposta dos traçadores em duas seções de amostragem, correspondentes ao método de injeção do gás de longa duração (Adaptado de KILPATRICK et al., 1989)	164
Figura 3.11 - O princípio da superposição linear da Eq. (3.126), conforme YOTSUKURA et al. (1983)	167
Figura 4.1 - Localização geográfica dos cursos d'água estudados no Estado de São Paulo (Fonte: Plano Cartográfico do Estado de São Paulo)	174
Figura 4.2 - Bacia do Rio Jacaré-Guaçu.....	175
Figura 4.3 - Esquema ilustrativo do método da meia-seção, com a identificação de um elemento de área para a obtenção da vazão elementar q_i (Adaptada de CARVALHO, 1976)	182
Figura 4.4 - Ilustração para o procedimento de escolha dos pontos de injeção e amostragem dos traçadores	184
Figura 4.5 - Esquema ilustrativo do sistema de medição e de injeção do traçador gasoso	187
Figura 4.6 - Reator de mistura, simbolizando a câmara do rotor da bomba, e a notação empregada na equação do balanço de massa	189
Figura 4.7 - Representação gráfica da equação de projeto do reator de mistura (Adaptado de LEVENSPIEL, 1974)	190
Figura 4.8 - Esquema, notação e representação gráfica para servir como elementos auxiliares no desenvolvimento de um modelo matemático de projeto do reator tubular (Adaptado de LEVENSPIEL, 1974)	192
Figura 4.9 - Representação gráfica da equação de projeto do reator tubular (Adaptado de LEVENSPIEL, 1974)	194
Figura 4.10 - Associação em série dos reatores de fluxo contínuo de mistura (câmara do rotor da bomba) e tubular (linha de recalque) para a pré-dissolução do gás propano, e a notação empregada nas análises	195
Figura 4.11 - Representação gráfica das equações de projeto para a associação em série dos reatores de fluxo contínuo de mistura e tubular	195
Figura 4.12 - Esquema gráfico para a visualização do comportamento da concentração longitudinal do gás dissolvido frente à concentração de saturação, conforme idealização feita	202

Figura 4.13 - Concentração do propano dissolvido na extremidade da linha de recalque, em função da taxa de injeção do gás na linha de sucção da bomba, para as diferentes vazões de bombeamento	207
Figura 4.14 - Quantidade de gás dissolvido em função da taxa de injeção do gás na linha de sucção da bomba, para as diferentes vazões de bombeamento da água	208
Figura 4.15 - Queda de pressão nas extremidades da serpentina de cobre, dada pela leitura do manômetro diferencial de mercúrio, em função da taxa de injeção do gás na linha de sucção da bomba, para diferentes vazões de bombeamento da água	208
Figura 4.16 - Concentração do gás dissolvido na extremidade da linha de recalque, em função do tempo de detenção total no sistema de dissolução, para as três séries de teste com as diferentes vazões mássicas \dot{M}_g de injeção do gás	210
Figura 4.17 - Massa de gás dissolvido na unidade de tempo, em função do tempo de detenção total no sistema de dissolução, para as três séries de teste com as diferentes vazões mássicas \dot{M}_g de injeção do gás	210
Figura 4.18 - Queda de pressão nas extremidades da serpentina de cobre, dada pela leitura do manômetro diferencial de mercúrio, em função da taxa de absorção do gás, para as diferentes vazões de bombeamento da água	213
Figura 4.19 -Representação esquemática do dispositivo vaso de Mariotte, empregado na injeção da solução de rodamina-WT com taxa constante	216
Figura 4.20 - Teste de funcionamento do vaso de Mariotte	217
Figura 4.21 - Conjunto moto-bomba para a alimentação do fluorímetro de fluxo contínuo	220
Figura 4.22 - Curvas de altura manométrica vs. vazão da bomba de alimentação do fluorímetro, para duas tensões elétricas diferentes de alimentação do motor de acionamento	221
Figura 4.23 - Cronograma de amostragem, representando a maior frequência da amostragem do corante para melhor identificar o pico de concentração	224
Figura 4.24 - Estrutura básica de um fluorímetro de filtro (WILSON et al., 1986)	228

Figura 4.25- Curva de calibração típica do fluorímetro	229
Figura 4.26- Esquema do cromatógrafo a gás (adaptado de COLLINS & BRAGA, 1987)	230
Figura 4.27 - Esquema da montagem para a obtenção da solução concentrada do gás propano	232
Figura 4.28 - Resultado de uma calibração externa típica do cromatógrafo a gás, com base nos resultados da Tabela 4.3	234
Figura 4.29 - Frasco de amostragem e volumes da amostra líquida e do espaço gasoso reservado para o <i>head space</i>	235
Figura 5.1 - Ribeirão da Laranja Azeda: trecho de estudo	251
Figura 5.2 - Curvas de resposta da rodamina e do gás propano referidas a cada uma das três linhas de corrente, e para cada uma das duas seções de amostragem. (Ribeirão da Laranja Azeda, teste em 26 de abril de 1994 - <i>método do pico</i> : injeções simultâneas do gás e da rodamina por 32 minutos)	255
Figura 5.3 - Valores medidos das concentrações da rodamina e do gás propano dissolvidos em cada uma das seções de amostragem e ao longo de três diferentes linhas de corrente (Ribeirão da Laranja Azeda, teste em 21 de junho de 1994 - <i>método do patamar</i> : injeção do gás por 2 horas e 21 minutos)	259
Figura 5.4 - Curvas de resposta esperadas de acordo com planejamento (previsão=linhas pontilhadas) e concentrações efetivamente observadas em cada uma das seções de amostragem (Teste no Ribeirão da Laranja Azeda, em-21/06/1994)	262
Figura 5.5 - Valores medidos das concentrações da rodamina e do gás propano dissolvidos em cada uma das seções de amostragem e ao longo de três diferentes linhas de corrente (Ribeirão da Laranja Azeda, teste em 06 de março de 1995 - <i>método do patamar</i> : injeção do gás por 2 horas de duração)	266
Figura 5.6 - Curvas de resposta esperadas de acordo com planejamento e concentrações de rodamina efetivamente observadas em cada uma das seções de amostragem (Teste no Ribeirão da Laranja Azeda, em 06/03/1995)	268
Figura 5.7 - Ribeirão do Feijão: trecho de estudo	270

Figura 5.8 - Valores medidos das concentrações da rodamina e do gás propano dissolvidos em cada uma das seções de amostragem e ao longo de três diferentes linhas de corrente (Ribeirão do Feijão, teste em 16 de maio de 1994 - <i>método do patamar</i> : injeção do gás por 70 minutos)	273
Figura 5.9 - Curvas de resposta esperadas de acordo com planejamento e concentrações de rodamina efetivamente observadas em cada uma das seções de amostragem (Teste no Ribeirão do Feijão, em 16/05/1994)	276
Figura 5.10 - Valores medidos das concentrações da rodamina e do gás propano dissolvidos em cada uma das seções de amostragem e ao longo de três diferentes linhas de corrente (Ribeirão do Feijão, teste em 11 de abril de 1995 - <i>método do patamar</i> : injeção do gás por 70 minutos)	279
Figura 5.11 - Curvas de resposta esperadas de acordo com planejamento e concentrações de rodamina efetivamente observadas em cada uma das seções de amostragem (Teste no Ribeirão do Feijão, em 11/04/1995)	282
Figura 5.12 - Trecho de estudo do Rio Jacaré-Guaçu	284
Figura 5.13 - Valores medidos das concentrações da rodamina e do gás propano dissolvidos em cada uma das seções de amostragem e ao longo de três diferentes linhas de corrente (Rio Jacaré-Guaçu, teste em 20 de setembro de 1994 - <i>método do patamar</i> : injeção do gás por 89 minutos)	287
Figura 5.14 - Curvas de resposta esperadas de acordo com planejamento (previsão=linhas pontilhadas) e concentrações efetivamente observadas em cada uma das seções de amostragem (Teste no Rio Jacaré-Guaçu, em 20/09/1994)	290
Figura 5.15 - Representação esquemática do trecho urbano do Ribeirão de Caldas usado nos testes com a técnica dos traçadores	293
Figura 5.16 - Injeção contínua da rodamina no escoamento sob a Ponte da Rua Amazonas. Teste de reaeração no Ribeirão de Caldas, em 30/08/94	295
Figura 5.17 - Equipamento de injeção do traçador gasoso sendo preparado para o teste de 30/08/94 no Ribeirão de Caldas	297
Figura 5.18 - Amostragem dos traçadores gasoso e fluorescente na seção 3 do canal urbano do Ribeirão de Caldas (Teste de 30/08/94)	297

Figura 5.19 - Curvas de resposta da rodamina e do gás propano dissolvido em cada uma das seções de amostragem e ao longo de três diferentes linhas de corrente (Ribeirão de Caldas, teste em 30 de agosto de 1994 - <i>método do pico</i> : injeções simultâneas do gás e da rodamina por 31 minutos)	298
Figura 5.20 - Vista parcial da seção 2 de amostragem e do trecho de teste retilíneo. Identifica-se, ao fundo, um despejo lateral ocorrendo no curso d'água. (Teste no Ribeirão de Caldas em 30/08/94)	301
Figura 5.21 - Valores medidos das concentrações da rodamina e do gás propano dissolvidos em cada uma das seções de amostragem e ao longo de três diferentes linhas de corrente (Ribeirão de Caldas, teste em 21 de março de 1995 - <i>método do patamar</i> : injeção do gás por 4 horas e 40 minutos)	304
Figura 5.22 - Visualização gráfica dos resultados apresentados na Tabela 5.4.2-2 para o comportamento aproximado das curvas de resposta do traçador fluorescente. Valores esperados de acordo com o planejamento do teste de reaeração no Ribeirão de Caldas (21/03/1995)	305
Figura 5.23 - Curvas de resposta esperadas de acordo com planejamento de amostragem (previsão = linhas pontilhadas) e concentrações efetivamente observadas em cada uma das seções de amostragem (Teste no Ribeirão de Caldas, em 21/03/1995)	306
Figura 5.24 - Valores medidos das concentrações da rodamina e do gás propano dissolvidos no curso d'água, para cada uma das seções de amostragem e ao longo de três linhas de corrente (Teste no Ribeirão de Caldas, em 27 de junho de 1995 - Método do Patamar: injeção do gás por 5 horas e 8 minutos)	311
Figura 5.25 - Curvas de resposta esperadas de acordo com fórmulas empíricas e concentrações efetivamente observadas em cada uma das seções de amostragem, segundo a linha de corrente central (Teste no Ribeirão de Caldas, em 27/06/1995)	315
Figura 5.26 - Visualização gráfica dos valores estimados e medidos do coeficiente de reaeração	323
Figura 5.27 - Comparação dos resíduos do coeficiente de reaeração em termos da profundidade, declividade da linha d'água e velocidade média do escoamento	325
Figura 5.28 - Cromatogramas resultantes das análises de amostra obtida no teste de campo (figura a) e de amostra de metano puro (figura b)	331

Figura 5.29 - Diagramas pontuais para representar as concentrações dos seis diferentes tratamentos (seção 1). As setas indicam as posições das médias	332
Figura 5.30 - Diagramas pontuais dos resíduos - Dados referidos à seção 1. (a) Diagrama com todos os resíduos. (b) Diagramas para cada um dos seis tratamentos	335
Figura 5.31 - Médias das amostras comparadas com uma distribuição de referência (índice f indica a adição de formalina ao conjunto cuja média da amostra é representada). Dados referidos à seção de amostragem 1 do Ribeirão de Caldas - teste em 27/06/95	337
Figura 5.32 - Diagramas pontuais para representar as concentrações dos seis diferentes tratamentos (seção 2). As setas indicam as posições das médias	339
Figura 5.33 - Diagramas pontuais dos resíduos - Dados referidos à seção 2. (a) Diagrama com todos os resíduos. (b) Diagramas para cada um dos seis tratamentos	341
Figura 5.34 - Médias das amostras comparadas com uma distribuição de referência (índice f indica a adição de formalina ao conjunto cuja média da amostra é representada). Dados referidos à seção de amostragem 2 do Ribeirão de Caldas - teste em 27/06/95	342
Figura 5.35 - Curvas de resposta referidas a cada uma das três linhas de corrente e para cada uma das duas seções de amostragem. (Ribeirão da Laranja Azeda, teste em 09 de novembro de 1993 - injeção da rodamina por 15 minutos)	346
Figura 5.36 - Erro médio quadrado em função dos valores pesquisados de E_L para encontrar o coeficiente pelo método do <i>routing</i> . (Ribeirão da Laranja Azeda, teste em 09 de novembro de 1993).....	347
Figura 5.37 - Valores medidos das concentrações nas estações de montante e jusante e concentrações estimadas pelo método do <i>routing</i> . (Ribeirão da Laranja Azeda, teste em 09 de novembro de 1993)	348
Figura 5.38 - Valores medidos das concentrações nas estações de montante e jusante, nas coordenadas de Chatwin, e linhas de melhor ajuste conforme a Eq. (2.127). Dados referidos ao teste no Ribeirão da Laranja Azeda, em 09 de novembro de 1993	349

Figura 5.39 - Curvas de resposta referidas a cada uma das três linhas de corrente e para cada uma das duas seções de amostragem. (Ribeirão da Laranja Azeda, teste em 26 de abril de 1994 - injeção da rodamina por aproximadamente 32 minutos)	351
Figura 5.40 - Erro médio quadrado em função dos valores pesquisados de E_L para encontrar o coeficiente pelo método do <i>routing</i> . (Ribeirão da Laranja Azeda, teste em 26 de abril de 1994)	353
Figura 5.41 - Valores medidos das concentrações nas estações de montante e jusante e concentrações estimadas pelo método do <i>routing</i> . (Ribeirão da Laranja Azeda, teste em 26 de abril de 1994)	354
Figura 5.42 - Valores medidos das concentrações nas estações de montante e jusante, nas coordenadas de Chatwin, e linhas de melhor ajuste conforme a Eq. (2.127). Dados referidos ao teste no Ribeirão da Laranja Azeda, em 26 de abril de 1994	355
Figura 5.43 - Curvas de resposta referidas a cada uma das três linhas de corrente e para cada uma das duas seções de amostragem. (Ribeirão da Laranja Azeda, teste em 21 de junho de 1994 - injeção instantânea da rodamina)	357
Figura 5.44 - Erro médio quadrado (emq) em função dos valores pesquisados de E_L para encontrar o coeficiente pelo método do <i>routing</i> . (Ribeirão da Laranja Azeda, teste em 21 de junho de 1994)	359
Figura 5.45 - Valores medidos das concentrações nas estações de montante e jusante e concentrações estimadas pelo método do <i>routing</i> . (Ribeirão da Laranja Azeda, teste em 21 de junho de 1994)	360
Figura 5.46 - Valores medidos das concentrações nas estações de montante e jusante, nas coordenadas de Chatwin, e linhas de melhor ajuste conforme a Eq. (2.127). Dados referidos ao teste no Ribeirão da Laranja Azeda, em 21 de junho de 1994	361
Figura 5.47 - Curvas de resposta referidas a cada uma das três linhas de corrente e para cada uma das duas seções de amostragem. (Ribeirão da Laranja Azeda, teste em 06 de março de 1995 - injeção instantânea da rodamina)	363
Figura 5.48 - Erros médios (emq) em função dos valores pesquisados de E_L para encontrar o coeficiente pelo método do <i>routing</i> . (Ribeirão da Laranja Azeda, teste em 06 de março de 1995)	365

Figura 5.49 - Valores medidos das concentrações nas estações de montante e jusante e concentrações estimadas pelo método do <i>routing</i> . (Ribeirão da Laranja Azeda, teste em 06 de março de 1995)	366
Figura 5.50 - Valores medidos das concentrações nas estações de montante e jusante, nas coordenadas de Chatwin, e linhas de melhor ajuste conforme a Eq. (2.127). Dados referidos ao teste no Ribeirão da Laranja Azeda, em 06 de março de 1995	367
Figura 5.51 - Curvas de resposta referidas a cada uma das três linhas de corrente e para cada uma das duas seções de amostragem. (Ribeirão do Feijão, teste em 22 de outubro de 1993 - injeção da rodamina por 15 minutos)	369
Figura 5.52 - Erro médio quadrado em função dos valores pesquisados de E_L para encontrar o coeficiente pelo método do <i>routing</i> . (Ribeirão do Feijão, teste em 22 de outubro de 1993)	371
Figura 5.53 - Valores medidos das concentrações nas estações de montante e jusante e concentrações estimadas pelo método do <i>routing</i> . (Ribeirão do Feijão, teste em 22 de outubro de 1993)	372
Figura 5.54 - Valores medidos das concentrações nas estações de montante e jusante, nas coordenadas de Chatwin, e linhas de melhor ajuste conforme a Eq. (2.127). Dados referidos ao teste no Ribeirão do Feijão, em 22 de outubro de 1993	373
Figura 5.55 - Curvas de resposta referidas a cada uma das três linhas de corrente e para cada uma das duas seções de amostragem. (Ribeirão do Feijão, teste em 16 de maio de 1994 - injeção instantânea da rodamina)	375
Figura 5.56 - Erro médio quadrado (emq) em função dos valores pesquisados de E_L para encontrar o coeficiente pelo método do <i>routing</i> . (Ribeirão do Feijão, teste em 16 de maio de 1994)	376
Figura 5.57 - Valores medidos das concentrações nas estações de montante e jusante e concentrações estimadas pelo método do <i>routing</i> . (Ribeirão do Feijão, teste em 16 de maio de 1994)	377
Figura 5.58 - Valores medidos das concentrações nas estações de montante e jusante, nas coordenadas de Chatwin, e linhas de melhor ajuste conforme a Eq. (2.127). Dados referidos ao teste no Ribeirão do Feijão, em 16 de maio de 1994	378

Figura 5.59 - Curvas de resposta referidas a cada uma das três linhas de corrente e para cada uma das duas seções de amostragem. (Ribeirão do Feijão, teste em 11 de abril de 1995 - injeção instantânea da rodamina)	380
Figura 5.60 - Erro médio quadrado (emq) em função dos valores pesquisados de E_L pelo método do <i>routing</i> . (Ribeirão do Feijão, teste em 11 de abril de 1995)	382
Figura 5.61 - Valores medidos das concentrações nas estações de montante e jusante e concentrações estimadas pelo método do <i>routing</i> . (Ribeirão do Feijão, teste em 11 de abril de 1995)	383
Figura 5.62 - Valores medidos das concentrações nas estações de montante e jusante, nas coordenadas de Chatwin, e linhas de melhor ajuste conforme a Eq. (2.127). Dados referidos ao teste no Ribeirão do Feijão, em 11 de abril de 1995	383
Figura 5.63 - Visualização gráfica das curvas de resposta referidas às duas seções de amostragem. Teste no Rio Jacaré-Guaçu, em 17 de agosto de 1994, com a injeção instantânea da rodamina-WT	385
Figura 5.64 - Erro médio quadrado (emq) em função dos valores pesquisados de E_L pelo método do <i>routing</i> . (Rio Jacaré-Guaçu, teste em 17 de agosto de 1994)	388
Figura 5.65 - Valores medidos das concentrações nas estações de montante e jusante e concentrações estimadas pelo método do <i>routing</i> . (Rio Jacaré-Guaçu, teste em 17 de agosto de 1994)	388
Figura 5.66 - Valores medidos das concentrações nas estações de montante e jusante, nas coordenadas de Chatwin, e linhas de melhor ajuste conforme a Eq. (2.127). Dados referidos ao teste no Rio Jacaré-Guaçu, em 17 de agosto de 1994	389
Figura 5.67 - Curvas de resposta referidas a cada uma das três linhas de corrente e para cada uma das duas seções de amostragem. (Rio Jacaré-Guaçu, teste em 20 de setembro de 1994 - injeção instantânea da rodamina)	391
Figura 5.68 - Erro médio quadrado (emq) em função dos valores pesquisados de E_L pelo método do <i>routing</i> . (Rio Jacaré-Guaçu, teste em 20 de setembro de 1994)	393
Figura 5.69 - Valores medidos das concentrações nas estações de montante e jusante e concentrações estimadas pelo método do <i>routing</i> . (Rio Jacaré-Guaçu, teste em 20 de setembro de 1994)	394

Figura 5.70 - Valores medidos das concentrações nas estações de montante e jusante, nas coordenadas de Chatwin, e linhas de melhor ajuste conforme a Eq. (2.127). Dados referidos ao teste no Rio Jacaré-Guaçu, em 20 de setembro de 1994	395
Figura 5.71 - Curvas de resposta referidas a cada uma das três linhas de corrente e para cada uma das três seções de amostragem. (Ribeirão de Caldas, teste em 30 de agosto de 1994 - injeção da rodamina por 31 minutos)	397
Figura 5.72 - Erro médio quadrado (emq) em função dos valores pesquisados de E_L pelo método do <i>routing</i> . (Ribeirão de Caldas, trecho 1-2, teste em 30 de agosto de 1994)	400
Figura 5.73 - Valores medidos das concentrações nas estações de montante e jusante e concentrações estimadas pelo método do <i>routing</i> . (Ribeirão de Caldas, teste em 30 de agosto de 1994 - Trecho 1-2)	401
Figura 5.74 - Erro médio quadrado (emq) em função dos valores pesquisados de E_L pelo método do <i>routing</i> . (Ribeirão de Caldas, trecho 2-3, teste em 30 de agosto de 1994)	401
Figura 5.75 - Valores medidos das concentrações nas estações de amostragem 2 e 3 e concentrações estimadas pelo método do <i>routing</i> . (Ribeirão de Caldas, teste em 30 de agosto de 1994 - Trecho 2-3)	402
Figura 5.76 - Valores das concentrações medidas nas estações de amostragem 1, 2 e 3, segundo as coordenadas de Chatwin, e linhas de melhor ajuste conforme a Eq. (2.127). Dados referidos ao teste no Ribeirão de Caldas, em 30 de agosto de 1994 (injeção contínua da rodamina por 31 min.)	403
Figura 5.77 - Curvas de resposta referidas a cada uma das três linhas de corrente e para cada uma das três seções de amostragem. (Ribeirão de Caldas, teste em 21 de março de 1995 - injeção instantânea da rodamina) ..	406
Figura 5.78 - Erro médio quadrado (emq) em função dos valores pesquisados de E_L pelo método do <i>routing</i> . (Ribeirão de Caldas, trecho 1-2, teste em 21 de março de 1995)	408
Figura 5.79 - Valores medidos das concentrações nas estações de montante e jusante e concentrações estimadas pelo método do <i>routing</i> . (Ribeirão de Caldas, teste em 21 de março de 1995 - Trecho 1-2 - injeção instantânea da rodamina)	409

Figura 5.80 - Erro médio quadrado (emq) em função dos valores pesquisados de E_L pelo método do <i>routing</i> . (Ribeirão de Caldas, trecho 2-3, teste em 21 de março de 1995)	410
Figura 5.81 - Valores medidos das concentrações nas estações de amostragem 2 e 3 e concentrações estimadas pelo método do <i>routing</i> . (Ribeirão de Caldas, teste em 21 de março de 1995 - Trecho 2-3)	411
Figura 5.82 - Valores das concentrações medidas, segundo as coordenadas de Chatwin, e linhas de melhor ajuste conforme a Eq. (2.127). Dados referidos ao teste no Ribeirão de Caldas, em 21 de março de 1995 (injeção instantânea da rodamina)	412
Figura 5.83 - Curvas de resposta referidas a cada uma das três linhas de corrente e para cada uma das três seções de amostragem. (Ribeirão de Caldas, teste em 26 de junho de 1995 - injeção instantânea da rodamina)	414
Figura 5.84 - Erro médio quadrado (emq) em função dos valores pesquisados de E_L pelo método do <i>routing</i> . (Ribeirão de Caldas, trecho 1-2, teste em 27 de junho de 1995)	416
Figura 5.85 - Valores medidos das concentrações nas estações de montante e jusante e concentrações estimadas pelo método do <i>routing</i> . (Ribeirão de Caldas, teste em 27 de junho de 1995 - Trecho 1-2)	417
Figura 5.86 - Valores medidos das concentrações na estação 2 e concentrações estimadas pelo método do <i>routing</i> com diferentes valores de E_L . (Ribeirão de Caldas, teste em 27 de junho de 1995 - Trecho 1-2)	418
Figura 5.87 - Erro médio quadrado (emq) em função dos valores pesquisados de E_L pelo método do <i>routing</i> . (Ribeirão de Caldas, trecho 2-3, teste em 27 de junho de 1995)	419
Figura 5.88 - Valores medidos das concentrações nas estações de amostragem 2 e 3 e concentrações estimadas pelo método do <i>routing</i> . (Ribeirão de Caldas, teste em 27 de junho de 1995 - Trecho 2-3)	420
Figura 5.89 - Valores medidos das concentrações na estação 2 e concentrações estimadas pelo método do <i>routing</i> com diferentes valores de E_L . (Ribeirão de Caldas, teste em 27 de junho de 1995 - Trecho 2-3)	421
Figura 5.90 - Valores das concentrações medidas nas estações de amostragem 1, 2 e 3, segundo as coordenadas de Chatwin, e linhas de melhor ajuste conforme a Eq. (2.127). Dados referidos ao teste no Ribeirão de Caldas, em 27 de junho de 1995 (injeção instantânea do traçador)	421

Figura 5.91 - Comparação gráfica dos coeficientes de dispersão longitudinal obtidos pelos métodos do <i>routing</i> , momentos e gráfico de Chatwin. Na abscissa, o número do teste tem correspondência com a ordem cronológica do estudo, conforme Tabela 5.83	427
Figura 5.92 - Visualização gráfica dos resultados do coeficiente de dispersão estimados pelas fórmulas práticas, em função dos valores medidos pelo <i>routing</i>	428
Figura 5.93 - Dependência do coeficiente de dispersão adimensional, $E_L/(u_*H)$, da relação largura à superfície pela profundidade média do canal	431
Figura 5.94 - Dependência do coeficiente de dispersão adimensional, $E_L/(u_*H)$, da relação u_*/U	432
Figura 5.95 - Valores da razão dos coeficientes de dispersão estimados e medidos em função da largura adimensional B/H do canal	433

LISTA DE TABELAS

	pág.
Tabela 2.1 - Coeficientes de dispersão medidos e calculados, segundo FISCHER et al (1979)	50
Tabela 3.1 - Equações de previsão do coeficiente de reaeração em cursos de água naturais (De BENNETT & RATHBUN, 1972)	101
Tabela 3.2 - Coeficientes de temperatura para a reaeração (adaptado de Bowie et al., 1985)	110
Tabela 3.3 - Parâmetros de qualidade obtidos em medidas de campo (PARKER & GAY, 1987)	132
Tabela 3.4 - Parâmetros de qualidade obtidos em medidas de campo (PARKER & DESIMONE, 1991)	133
Tabela 4.1 - Resumo dos resultados experimentais nos testes de pré-dissolução do gás	205
Tabela 4.2 - Cálculo de parâmetros para a análise do comportamento do sistema de dissolução do gás propano	209
Tabela 4.3 - Quantidades empregadas na construções dos padrões de calibração e resultados das análises cromatográficas	234
Tabela 5.1 - Características das seções de injeção e de amostragem dos traçadores utilizadas no planejamento do teste no Ribeirão da Laranja Azeda em 26/04/94	253
Tabela 5.2 - Propriedades das curvas de concentração-tempo para o cálculo do coeficiente de reaeração superficial. Teste no Ribeirão da Laranja Azeda em 26/04/94	256
Tabela 5.3 - Propriedades médias do trecho de teste e elementos para o cálculo dos coeficientes de dessorção do traçador gasoso e de reaeração. Teste no Ribeirão da Laranja Azeda em 26/04/94	256
Tabela 5.4 - Características das seções de injeção e de amostragem dos traçadores, de acordo com medidas preliminares no Ribeirão da Laranja Azeda, utilizadas no planejamento do teste	257

Tabela 5.5 - Características das seções de injeção e de amostragem dos traçadores, de acordo com medidas realizadas no Ribeirão da Laranja Azeda em 21/06/94	258
Tabela 5.6 - Propriedades das curvas de resposta, tempos de ocorrência do centróide da nuvem do traçador fluorescente e valores das concentrações médias do gás propano. (Ribeirão da Laranja Azeda, 21/06/94)	260
Tabela 5.7 - Propriedades médias do trecho de teste e elementos para o cálculo dos coeficientes de dessorção do traçador gasoso e de reaeração. Teste no Ribeirão da Laranja Azeda em 21/06/94	260
Tabela 5.8 - Comparação entre os valores previstos e observados de tempos característicos das curvas de resposta utilizados no planejamento da amostragem dos traçadores (Ribeirão da Laranja Azeda, 21/06/94)	261
Tabela 5.9 - Características das seções de injeção e de amostragem dos traçadores, de acordo com medidas preliminares no Ribeirão da Laranja Azeda, utilizadas no planejamento do teste	264
Tabela 5.10 - Propriedades das curvas de resposta, tempos de ocorrência do centróide da nuvem do traçador fluorescente e valores das concentrações médias do gás propano. (Ribeirão da Laranja Azeda, 06/03/95)	265
Tabela 5.11 - Propriedades médias do trecho de teste e elementos para o cálculo dos coeficientes de dessorção do traçador gasoso e de reaeração. Teste no Ribeirão da Laranja Azeda em 06/03/95	265
Tabela 5.12 - Comparação entre os valores previstos e observados de tempos característicos das curvas de resposta utilizados no planejamento da amostragem dos traçadores (Ribeirão da Laranja Azeda, 06/03/95)	267
Tabela 5.13 - Características das seções de injeção e de amostragem dos traçadores, de acordo com medidas preliminares de vazão no Ribeirão do Feijão, utilizadas no planejamento do teste	272
Tabela 5.14 - Propriedades das curvas de resposta, tempos de ocorrência do centróide da nuvem do traçador fluorescente e valores das concentrações médias do gás propano. (Ribeirão do Feijão, 16/05/94)	274
Tabela 5.15 - Propriedades médias do trecho de teste e elementos para o cálculo dos coeficientes de dessorção do traçador gasoso e de reaeração. Teste no Ribeirão do Feijão em 16/05/94	274
Tabela 5.16 - Comparação entre os valores previstos e observados de tempos característicos das curvas de resposta utilizados no planejamento da amostragem dos traçadores (Ribeirão do Feijão, 16/05/94)	275

Tabela 5.17 - Características das seções de injeção e de amostragem dos traçadores, de acordo com medidas preliminares de vazão no Ribeirão do Feijão, utilizadas no planejamento do teste	278
Tabela 5.18 - Propriedades das curvas de resposta, tempos de ocorrência do centróide da nuvem do traçador fluorescente e valores das concentrações médias do gás propano. (Ribeirão do Feijão, 11/04/95)	280
Tabela 5.19 - Propriedades médias do trecho de teste e elementos para o cálculo dos coeficientes de dessorção do traçador gasoso e de reaeração. Teste no Ribeirão do Feijão em 11/04/95	280
Tabela 5.20 - Comparação entre os valores previstos e observados de tempos característicos das curvas de resposta utilizados no planejamento da amostragem dos traçadores (Ribeirão do Feijão, 11/04/95)	281
Tabela 5.21 - Características das seções de injeção e de amostragem dos traçadores utilizadas no planejamento do teste no Rio Jacaré-Guaçu	286
Tabela 5.22 - Propriedades das curvas de resposta, tempos de ocorrência do centróide da nuvem do traçador fluorescente e valores das concentrações médias do gás propano. (Rio Jacaré-Guaçu, 20/09/94)	288
Tabela 5.23 - Propriedades médias do trecho de teste e elementos para o cálculo dos coeficientes de dessorção do traçador gasoso e de reaeração. Teste no Rio Jacaré-Guaçu em 20/09/94	289
Tabela 5.24 - Comparação entre os valores previstos e observados dos tempos característicos das curvas de resposta utilizados no planejamento da amostragem dos traçadores (Rio Jacaré-Guaçu, 20/09/94)	290
Tabela 5.25 - Características das seções de injeção e de amostragem dos traçadores conforme medidas feita ao final do teste de reaeração no Rio Jacaré-Guaçu em 20/09/94	291
Tabela 5.26 - Características das seções de injeção e amostragem dos traçadores - Teste no Ribeirão de Caldas em 30/08/94	295
Tabela 5.27 - Propriedades das curvas de concentração-tempo para o cálculo do coeficiente de reaeração superficial. Trecho 1-2 - Teste no Ribeirão de Caldas em 30/08/94	299

Tabela 5.28 - Propriedades médias do trecho 1-2 e elementos para o cálculo dos coeficientes de dessorção do traçador gasoso e de reaeração. Teste no Ribeirão de Caldas em 30/08/94	300
Tabela 5.29 - Propriedades médias do trecho 2-3 e elementos para o cálculo dos coeficientes de dessorção do traçador gasoso e de reaeração. Teste no Ribeirão de Caldas em 30/08/94	300
Tabela 5.30 - Características das seções de injeção e de amostragem dos traçadores, de acordo com medidas no Ribeirão de Caldas em 20/03/95, utilizadas no planejamento do teste	302
Tabela 5.31 - Comparação entre os valores previstos e observados de tempos característicos utilizados no planejamento da amostragem dos traçadores (Ribeirão de Caldas, 21/03/95)	305
Tabela 5.32 - Resultados para os tempos de ocorrência dos picos de concentração da rodamina e concentrações médias do gás propano. (Ribeirão de Caldas, 21/03/95)	307
Tabela 5.33 - Propriedades médias do trecho 1-2 e elementos para o cálculo dos coeficientes de dessorção do traçador gasoso e de reaeração. Teste no Ribeirão de Caldas em 21/03/95	307
Tabela 5.34 - Propriedades médias do trecho 2-3 e elementos para o cálculo dos coeficientes de dessorção do traçador gasoso e de reaeração. Teste no Ribeirão de Caldas em 21/03/95	308
Tabela 5.35 - Características das seções de injeção e amostragem dos traçadores - Medidas no Ribeirão de Caldas em 26/03/95 utilizadas no planejamento do teste do dia 27/06/95	310
Tabela 5.36 - Propriedades das curvas de concentração-tempo para o cálculo do coeficiente de reaeração superficial. Teste no Ribeirão de Caldas em 27/06/95	312
Tabela 5.37 - Resultados para as concentrações médias do gás propano, por seção e por ponto de amostragem. Teste no Ribeirão de Caldas, em 27/06/95	312
Tabela 5.38 - Propriedades médias do trecho 1-2 e elementos para o cálculo dos coeficientes de dessorção do traçador gasoso e de reaeração. Teste no Ribeirão de Caldas em 27/06/95	313

Tabela 5.39 - Propriedades médias do trecho 2-3 e elementos para o cálculo dos coeficientes de desorção do traçador gasoso e de reaeração. Teste no Ribeirão de Caldas em 27/06/95	313
Tabela 5.40 - Comparação entre os valores dos tempos característicos das curvas de resposta, previstos por fórmulas empíricas e observados no teste de campo (Ribeirão de Caldas, 27/06/95)	314
Tabela 5.41 - Estimativa da incerteza no coeficiente de desorção do propano, a partir da análise de erro resumida pelas Eqs. (5.5) e (5.7)	320
Tabela 5.42 - Coeficientes de reaeração medidos e características físicas e hidráulicas médias dos trechos dos cursos d'água naturais estudados	322
Tabela 5.43 - Estimativas de K_2 e erros nas previsões de acordo com 20 equações de previsão, relativos aos estudos nos cursos d'água naturais da região de S. Carlos (Ribeirões da Laranja Azeda e do Feijão e Rio Jacaré-Guaçu)	329
Tabela 5.44 - Concentrações e estatísticas das amostras da seção de montante (Teste no Ribeirão de Caldas, em 27/06/95)	332
Tabela 5.45 - Elementos para a construção da distribuição de referência para a comparação estatística das médias das amostras da seção de montante do Ribeirão de Caldas	336
Tabela 5.46 - Concentrações e estatísticas das amostras da seção de jusante (Teste no Ribeirão de Caldas, em 27/06/95)	339
Tabela 5.47 - Momentos, variância da distribuição temporal de concentração e tempo médio da passagem da nuvem do traçador pelas estações de amostragem - Teste no Ribeirão da Laranja Azeda em 09/11/93	346
Tabela 5.48 - Características médias do trecho de teste (Ribeirão da Laranja Azeda - 09/11/93)	346
Tabela 5.49 - Valores calculados de E_L segundo os métodos diretos e fórmulas práticas. Teste no Ribeirão da Laranja Azeda, em 09/11/93	350
Tabela 5.50 - Momentos, variância da distribuição temporal de concentração e tempo médio da passagem da nuvem do traçador pelas estações de amostragem - Teste no Ribeirão da Laranja Azeda em 26/04/94	352
Tabela 5.51 - Características médias do trecho de teste (Ribeirão da Laranja Azeda - 26/04/94)	352

Tabela 5.52 - Valores calculados de E_L segundo os métodos diretos e fórmulas práticas. Teste no Ribeirão da Laranja Azeda, em 26/04/94	356
Tabela 5.53 - Momentos, variância da distribuição temporal de concentração e tempo médio da passagem da nuvem do traçador pelas estações de amostragem - Teste no Ribeirão da Laranja Azeda em 21/06/94	358
Tabela 5.54 - Características médias do trecho de teste (Ribeirão da Laranja Azeda - 21/06/94)	358
Tabela 5.55 - Valores calculados de E_L segundo os métodos diretos e fórmulas práticas. Teste no Ribeirão da Laranja Azeda, em 21/06/94	362
Tabela 5.56 - Momentos, variância da distribuição temporal de concentração e tempo médio da passagem da nuvem do traçador pelas estações de amostragem - Teste no Ribeirão da Laranja Azeda em 06/03/95	363
Tabela 5.57 - Características médias do trecho de teste (Ribeirão da Laranja Azeda - 06/03/95)	364
Tabela 5.58 - Valores calculados de E_L segundo os métodos diretos e fórmulas práticas. Teste no Ribeirão da Laranja Azeda, em 06/03/95	368
Tabela 5.59 - Momentos, variância da distribuição temporal de concentração e tempo médio da passagem da nuvem do traçador pelas estações de amostragem - Teste no Ribeirão do Feijão em 22/10/93	370
Tabela 5.60 - Características médias do trecho de teste (Ribeirão do Feijão - 22/10/93)	370
Tabela 5.61 - Valores calculados de E_L segundo os métodos diretos e fórmulas práticas. Teste no Ribeirão do Feijão, em 22/10/93	374
Tabela 5.62 - Momentos, variância da distribuição temporal de concentração e tempo médio da passagem da nuvem do traçador pelas estações de amostragem - Teste no Ribeirão do Feijão em 16/05/94	375
Tabela 5.63 - Características médias do trecho de teste (Ribeirão do Feijão - 16/05/94)	375
Tabela 5.64 - Valores calculados de E_L segundo os métodos diretos e fórmulas práticas. Teste no Ribeirão do Feijão, em 16/05/94	379

Tabela 5.65 - Momentos, variância da distribuição temporal de concentração e tempo médio da passagem da nuvem do traçador pelas estações de amostragem - Teste no Ribeirão do Feijão em 11/04/95	381
Tabela 5.66 - Características médias do trecho de teste (Ribeirão do Feijão - 11/04/95)	381
Tabela 5.67 - Valores calculados de E_L segundo os métodos diretos e fórmulas práticas. Teste no Ribeirão do Feijão, em 11/04/95	384
Tabela 5.68 - Momentos, variância da distribuição temporal de concentração e tempo médio da passagem da nuvem do traçador pelas estações de amostragem - Teste no Rio Jacaré-Guaçu em 17/08/94	386
Tabela 5.69 - Características médias do trecho de teste (Rio Jacaré-Guaçu - 17/08/94)	386
Tabela 5.70 - Valores calculados de E_L segundo os métodos diretos e fórmulas práticas. Teste no Rio Jacaré-Guaçu, em 17/08/94	390
Tabela 5.71 - Momentos, variância da distribuição temporal de concentração e tempo médio da passagem da nuvem do traçador pelas estações de amostragem - Teste no Rio Jacaré-Guaçu em 20/09/94	392
Tabela 5.72 - Características médias do trecho de teste (Rio Jacaré-Guaçu - 20/09/94)	392
Tabela 5.73 - Valores calculados de E_L segundo os métodos diretos e fórmulas práticas. Teste no Rio Jacaré-Guaçu, em 20/09/94	396
Tabela 5.74 - Momentos, variância da distribuição temporal de concentração e tempo médio da passagem da nuvem do traçador pelas estações de amostragem - Teste no Ribeirão de Caldas em 30/08/94, injeção contínua por 31 minutos	398
Tabela 5.75 - Características médias dos trechos de teste. (Ribeirão de Caldas - 30/08/94)	398
Tabela 5.76 - Valores de E_L calculados segundo os métodos diretos e fórmulas práticas. Teste no Ribeirão de Caldas, em 30/08/94 (injeção contínua da rodamina por 31 min)	405

Tabela 5.77 - Características da curva de resposta do traçador para a primeira seção e amostragem e tempos da passagem do pico de concentração pelos postos 1, 2 e 3 de amostragem - Teste no Ribeirão de Caldas em 21/03/95, injeção instantânea da rodamina	407
Tabela 5.78 - Características médias dos trechos de teste. (Ribeirão de Caldas - 21/03/95)	407
Tabela 5.79 - Valores de E_L calculados segundo os métodos diretos e fórmulas práticas. Teste no Ribeirão de Caldas, em 21/03/95 (injeção instantânea da rodamina)	413
Tabela 5.80 - Momentos, variância da distribuição temporal de concentração e tempo médio da passagem da nuvem do traçador pelas estações de amostragem - Teste no Ribeirão de Caldas em 27/06/95, injeção instantânea da rodamina	415
Tabela 5.81 - Características médias dos trechos de teste. (Ribeirão de Caldas - 27/06/95)	415
Tabela 5.82 - Valores de E_L calculados segundo os métodos diretos e fórmulas práticas. Teste no Ribeirão de Caldas, em 27/06/95 (injeção instantânea da rodamina)	423
Tabela 5.83 - Resultados dos testes de campo para o coeficiente de dispersão longitudinal e cálculos com fórmulas práticas	424
Tabela 5.84 - Comparação dos resultados dos testes de campo e dos cálculos de E_L com fórmulas práticas	426
Tabela 5.85 - Resumo das características físicas e hidráulicas médias dos trechos de teste	430

LISTA DE SÍMBOLOS

a = área de transferência específica, L^{-1}

a = raio do tubo, L

a = expoente do Número de Reynolds da Eq. (3.33)

a = parâmetro da Eq. (5.8)

a_i = área do i -ésimo elemento de uma seção reta, L^2

a = parâmetro da Eq. (3.21)

a = parâmetro da Eq. (3.75)

a = escala de velocidade nas Eqs. (3.24) e (3.25), LT^{-1}

A = área, L^2

A = área da seção transversal ao escoamento principal, L^2

A_b = área da bolha de gás em contacto com a fase líquida, L^2

A_c = área sob a curva de resposta do corante, L^3MT

$A_{(c-c')}$ = área sob a curva do déficit de concentração versus tempo, no método da perturbação do equilíbrio, L^3MT

A_{cr} = área do cromatograma, ou *área do pico*

A_G = área sob a curva de resposta do gás, L^3MT

b = expoente do Número de Froude da Eq. (3.33)

b = parâmetro da Eq. (3.75)

b = parâmetro da Eq. (5.8)

b = proporção de moléculas da superfície líquida que escapam para a atmosfera, na Eq. (3.30)

b = parâmetro da Eq. (3.21)

B = largura do canal à superfície livre, L

B_t = constante da Eq. (3.54), L^2T^{-1}

c = concentração, $L^{-3}M$

c = constante experimental da Eq. (3.67), adimensional

c = parâmetro da Eq. (5.8)

\bar{c} = valor médio temporal da concentração, $L^{-3}M$

\bar{c} = valor médio espacial da concentração, $L^{-3}M$

\bar{c} = concentração média de uma amostra aleatória, $L^{-3}M$

c' = flutuação turbulenta da concentração c em torno de \bar{c} , $L^{-3}M$

c'' = desvio da concentração com relação ao seu valor médio espacial, $L^{-3}M$

c_0 = concentração na Eq. (2.37), $L^{-3}M$

c_1 = constante da Eq. (3.32)

C = constante experimental da Eq. (3.75)

C = valor médio da concentração na seção transversal ao escoamento, $L^{-3}M$

C = constante de proporcionalidade da Eq. (3.33)

\bar{C} = concentração de equilíbrio (patamar), $L^{-3}M$

C' = concentração do oxigênio dissolvido no método da perturbação do equilíbrio, $L^{-3}M$

\hat{C} = concentração estimada pelo método do *routing*, $L^{-3}M$

C_b = concentração do gás dissolvido na porção principal do líquido, $L^{-3}M$

C_c = concentração do traçador conservativo, $L^{-3}M$

C_c = concentração da solução de rodamina numa diluição anterior, $L^{-3}M$

C_{c_n} = concentração da rodamina após um passo de diluição, $L^{-3}M$

C_f = coeficiente de fuga da Eq. (3.36)

C_f = concentração na extremidade da linha de recalque, $L^{-3}M$

C_g = concentração do gás no ar, $L^{-3}M$

C_G = concentração do gás traçador, $L^{-3}M$

\bar{C}_{G_1} = concentração de equilíbrio do gás na seção 1 de amostragem, no *método do patamar*, $L^{-3}M$

\bar{C}_{G_2} = concentração de equilíbrio do gás na seção 2 de amostragem, no *método do patamar*, $L^{-3}M$

C_i = concentração do gás dissolvido na entrada do reator tubular, $L^{-3}M$

C_{MBAS} = concentração de substâncias ativas em azul de metileno, $L^{-3}M$

C_p = valor máximo da concentração, ou concentração de pico, $L^{-3}M$

C_s = concentração de saturação do oxigênio dissolvido, $L^{-3}M$

C_{SC} = concentração do gás propano dissolvido (solução concentrada), $L^{-3}M$

C_{SS} = concentração média de sedimentos suspensos, $L^{-3}M$

C_{ST} = concentração da solução de trabalho, $L^{-3}M$

$C_{S, 760}$ = concentração de saturação do oxigênio à pressão atmosférica padrão, $L^{-3}M$

\bar{C}_t = concentração média do t-ésimo tratamento, $L^{-3}M$

C_t = concentração da i-ésima amostra dentro do t-ésimo tratamento, $L^{-3}M$

C_{zm} = concentração na *zona morta*, $L^{-3}M$

C_0 = concentração do gás dissolvido na entrada do reator, $L^{-3}M$

C_0 = concentração da amostra colhida nas operações de campo, $L^{-3}M$

d = símbolo de derivada

d = expoente do Número de Schmidt da Eq. (3.33)

d_m = diâmetro molecular, L

$d_{m_{O_2}}$ = diâmetro molecular do oxigênio, L

d_{m_T} = diâmetro molecular do traçador gasoso, L

D = déficit do oxigênio dissolvido relativo ao valor de saturação, $L^{-3}M$

D = déficit de concentração de um gás com relação ao valor de saturação, $L^{-3}M$

D' = déficit do OD, após a passagem da água deaerada por adição do sulfito, $L^{-3}M$

D_B = demanda bentônica do oxigênio dissolvido, $L^{-3}MT^{-1}$

D_i = coeficiente de difusão turbulenta efetivo, incorporando as difusividades molecular e turbulenta junto à interface gás-líquido, L^2T^{-1}

D_m = coeficiente de difusão ou difusividade molecular, L^2T^{-1}

D_R = taxa de consumo do oxigênio dissolvido pela respiração do plâncton e plantas fixas, $L^{-3}MT^{-1}$

D_t = diâmetro do tubo, L

D_o = déficit inicial de concentração de oxigênio dissolvido, $L^{-3}M$

e = espessura da camada líquida superficial resistiva, L

E_a = energia de ativação, L^2MT^{-2}

E_L = coeficiente de dispersão longitudinal, L^2T^{-1}

f = fator de atrito da fórmula universal de perda de carga ou coeficiente de Darcy-Weissbach, adimensional

f = índice empregado para as condições na saída do reator tubular

f = frequência da onda, T^{-1}

f_c = fator de correção da temperatura, adimensional

F_d = fator de difusão da Eq. (3.48)

$f(x,t)$ = função de resposta unidimensional da Eq. (3.105), L^{-3}

$f_n(x,t)$ = função de resposta unidimensional normalizada da Eq. (3.115), T^{-1}

Fr = número de Froude, adimensional

g = aceleração da gravidade, LT^{-2}

G = velocidade de massa da Eq. (4.35), $ML^{-2}T^{-1}$

h = profundidade do escoamento, L

h_i = profundidade no início do i -ésimo elemento (sub-seção) de uma seção reta, L

h = altura da onda, L

H = profundidade média do escoamento, L

H' = coeficiente da lei de Henry, L^2T^{-2}

H_c = coeficiente da lei de Henry, adimensional

H_r = leitura da régua da estação fluviométrica, L

i = índice na Eq. (2.108)

i = índice empregado para as condições na entrada do reator tubular

I = adimensional definido pela integral da Eq. (2.132)

I_1 = primeira integral da Eq. (3.126), realizada entre os limites de $\varpi=0$ e $\varpi=t$,
adimensional

I_2 = segunda integral da Eq. (3.126), realizada entre os limites de $\varpi=0$ e $\varpi=t-\tau_p$,
adimensional

j = índice na Eq. (2.108)

j = taxa de transferência de massa por unidade de área, ou densidade de fluxo, $L^{-2}MT^{-1}$

\bar{j} = taxa média de transferência de massa por unidade de área, $L^{-2}MT^{-1}$

\vec{j} = vetor densidade de fluxo, MT^{-1}

j_x = componente longitudinal do vetor densidade de fluxo, $L^{-2}MT^{-1}$

j_y = componente vertical do vetor densidade de fluxo, $L^{-2}MT^{-1}$

j_z = componente transversal horizontal do vetor densidade de fluxo, L^2MT^{-1}

J = fluxo de massa, MT^{-1}

k = constante proporcional à massa injetada na Eq. (2.13), $L^3MT^{1/2}$

k = índice na Eq. (2.108)

k = constante da Eq. (3.40), L^3M

k = constante do modelo empregado por Chatwin, proporcional à quantidade de material sendo transportada no escoamento, $L^3MT^{1/2}$

k = coeficiente de transferência de massa da Eq. (2.112), LT^{-1}

k = número de onda, adimensional

k = número total de tratamentos

k = coeficiente adimensional da Eq. (4.1)

k_{cr} = coeficiente de proporcionalidade da Eq. (4.81)

k_1 = coeficiente da taxa de reação da DBO carbonácea, T^{-1}

k_2 = coeficiente de reaeração escrito na base 10, T^{-1}

k_3 = coeficiente de remoção da DBO por sedimentação, T^{-1}

K_G = coeficiente do filme gasoso, LT^{-1}

K_{KR} = coeficiente de transferência volumétrico do criptônio-85, T^{-1}

K_L = coeficiente de transferência de massa ou coeficiente de filme líquido, LT^{-1}

K_{m} = coeficiente volumétrico de transferência de massa para o reator de mistura, T^{-1}

K_{Rn} = coeficiente de transferência volumétrico do radônio-222, T^{-1}

K_{rt} = coeficiente volumétrico de transferência de massa para o reator tubular, T^{-1}

K_T = coeficiente de dessorção do traçador gasoso, LT^{-1}

K_{T0} = coeficiente de transferência de massa global, LT^{-1}

K_2 = coeficiente de reaeração, T^{-1}

K_{2w} = reaeração adicional provocada pela presença de ondas, T^{-1}

$(K_T)_0$ = coeficiente de desorção do propano estimado para o trecho de mistura, T^{-1}

ℓ = comprimento característico da seção reta, da Eq. (2.96), L

ℓ_L = escala de comprimento *lagrangiana*, L

L = demanda bioquímica (carbonácea) instantânea de oxigênio, $L^{-3}M$

L_B = comprimento característico do rio no modelo de Beltaos, L

L_C = comprimento de curva, L

L_T = espessura da camada superficial na Eq. (3.30), L

L_R = taxa de adição da DBO ao longo de um trecho de escoamento, $L^{-3}MT^{-1}$

L_s = escala de segregação da Eq. (3.31), L

L_{s_0} = dimensão inicial da sonda sólida solúvel segundo a direção em que ocorre o seu desgaste, L

L_0 = valor inicial da demanda bioquímica carbonácea de oxigênio, $L^{-3}M$

L_0 = comprimento da fase advectiva ou comprimento requerido para mistura lateral completa, L

L_z = comprimento característico da mistura na seção transversal, L

\dot{m} = taxa de absorção do gás propano na seção de injeção, MT^{-1}

\dot{m} = taxa de transferência de massa, MT^{-1}

m_{HS} = massa do propano ocupando o espaço gasoso (*head space*) do frasco, M

\dot{m}_i = taxa de injeção do gás propano na seção do curso d'água, MT^{-1}

m_{inj} = massa de gás injetada no cromatógrafo, M

m_0 = massa de gás dissolvido em amostra colhida nas operações de campo, M

m_1 = constante da Eq. (3.32)

m^* = adimensional da Eq. (3.25), que define o fluxo de massa através da interface gás-líquido

M = massa, M

M = massa molecular do gás, M

\dot{M} = taxa de injeção de massa do traçador, MT^{-1}

\dot{M} = taxa de transporte de massa em uma seção, MT^{-1}

\dot{M} = vazão mássica total da mistura gás-líquido, MT^{-1}

M_A = massa por unidade de área da seção transversal, $L^{-2}M$

M_{ar} = massa molecular do ar, M

M_C = massa da substância conservativa, M

$M_{C_3H_8}$ = massa molecular do propano, M

\dot{M}_g = vazão mássica do gás, MT^{-1}

M_G = massa de gás dissolvida na seção de injeção, M

\dot{M}_l = vazão mássica do líquido, MT^{-1}

M_L = massa por unidade de profundidade do escoamento, $L^{-1}M$

\dot{M}_L = taxa de injeção de massa do traçador, por unidade de profundidade do escoamento, $L^{-1}MT^{-1}$

M_S = massa da sonda sólida solúvel, M

M_{S_0} = massa inicial da sonda sólida solúvel, M

\dot{M}_z = taxa de transporte de massa por unidade de largura da canalização, $L^{-1}MT^{-1}$

M_0 = momento de ordem zero da distribuição de concentração, $L^{-3}MT$

M_1 = momento de primeira ordem da distribuição de concentração, $L^{-3}MT^2$

M_2 = momento de segunda ordem da distribuição de concentração, $L^{-3}MT^3$

n = coordenada normal a uma superfície, L

n = número inteiro na Eq. (2.38)

n = tamanho de uma amostra aleatória

n = expoente na Eq. (3.23)

n_s = número de novas camadas superficiais expostas por unidade de tempo, na Eq. (3.30), T^{-1}

n_t = número de amostras do t -ésimo tratamento

n_1 = constante da Eq. (3.32)

N = número de elementos (sub-seções) de uma seção transversal

N = número de amostras

N_c = número de medidas da concentração do gás

N_Q = número de medidas da vazão

N_0 = número de Avogadro

p = produção líquida de oxigênio por fotossíntese nas condições naturais anteriores à deaeração pela adição do sulfito no método da perturbação do equilíbrio, $L^{-3}MT^{-1}$

p' = produção líquida de oxigênio por fotossíntese, após a passagem da água deaerada pela adição do sulfito no método da perturbação do equilíbrio, $L^{-3}MT^{-1}$

p_{atm} = pressão atmosférica local, $L^{-1}MT^{-2}$

p_b = pressão barométrica, $L^{-1}MT^{-2}$

$p_{C_3H_8}$ = pressão parcial do gás propano, $L^{-1}MT^{-2}$

p_{O_2} = pressão parcial do oxigênio, $L^{-1}MT^{-2}$

p_w = pressão de vapor da água, $L^{-1}MT^{-2}$

P = comprimento do contato molhado entre a zona de escoamento principal e a zona morta, L

P = potência dissipada, L^2MT^{-3}

P_f = taxa de produção fotossintética de oxigênio, $L^{-3}MT^{-1}$

q = taxa de variação do oxigênio, por unidade de área no trecho, no método da perturbação do equilíbrio, antes da adição do sulfito, $L^{-2}MT^{-1}$

q' = taxa de variação do oxigênio por unidade de área no trecho no método da perturbação do equilíbrio, durante a passagem da água deaerada, $L^{-2}MT^{-1}$

q_c = taxa de injeção do traçador fluorescente "conservativo", L^3T^{-1}

q_i = vazão através do i -ésimo elemento de área de uma seção, L^3T^{-1}

q'_i = integrando das Eqs. (2.104) e (2.108), L^2T^{-1}

Q = vazão, L^3T^{-1}

Q_b = vazão da água bombeada, L^3T^{-1}

Q_{cr} = vazão de gás fornecida pela leitura direta do rotâmetro, L^3T^{-1}

Q_g = vazão de gás injetado, L^3T^{-1}

Q_{g1} = vazão volumétrica de injeção constante do gás, nas condições de 20°C de temperatura e 1 atm de pressão absoluta, L^3T^{-1}

Q_m = vazão máxima do rio, L^3T^{-1}

r = taxa ou velocidade de dissolução do gás, $L^{-3}MT^{-1}$

r = coeficiente de correlação linear

r_c = raio de curvatura, L

R = constante universal dos gases, $ML^2T^{-2}\theta^{-1}$

R_E = fator de conversão para o etileno, adimensional

R_H = raio hidráulico, L

R_{Kr} = fator de conversão para o criptônio-85, adimensional

R_{MCl} = fator de conversão para o cloreto de metila, adimensional

R_p = fator de conversão para o propano, adimensional

R_r = razão de recuperação da massa de rodamina, adimensional

R_{Rn} = fator de conversão para o radônio-222, adimensional

Re_t = número de Reynolds turbulento, adimensional

s = termo de fontes e sumidouros de um constituinte na Eq. (3.1), $L^{-1}MT^{-1}$

s = estimativa do desvio-padrão

s = taxa de renovação superficial, T^{-1}

S = declividade do canal; declividade da linha de energia, adimensional

S_D = soma dos quadrados dos desvios em torno da média geral

S_R = soma dos quadrados dos resíduos

S_T = soma dos quadrados dos desvios entre tratamentos

Sc = número de Schmidt, adimensional

t = tempo, T

\bar{t} = tempo médio da passagem da nuvem do traçador por uma estação de amostragem, T

t_e = tempo de exposição de elementos líquidos superficiais, T

t_f = tempo da chegada da frente da nuvem do corante no posto de observação, T

t_l = tempo da passagem da cauda da nuvem do corante pelo posto de observação, T

t_p = tempo referido à ocorrência do valor de pico da concentração da nuvem do traçador, T

t_v = tempo de viagem da Eq. (3.36), T

\bar{t}_1 = tempo médio da passagem da nuvem do traçador pela estação 1 de amostragem, T

\bar{t}_2 = tempo médio da passagem da nuvem do traçador pela estação 2 de amostragem, T

t_{1f} = tempo da chegada da frente da nuvem do traçador na estação x_1 , T

t_{1l} = tempo da passagem da cauda da nuvem do traçador pela estação x_1 , T

T = temperatura, θ

T' = escala de tempo *euleriana*, T

T_b = intervalo de tempo transcorrido desde o momento da chegada da frente da nuvem do traçador até o instante em que é observada a formação do pico de concentração, T

T_c = tempo médio de viagem do centróide de uma nuvem de traçador, T

T_d = duração da passagem da nuvem do corante pelo posto de observação, T

T_p = tempo de viagem do pico de concentração da rodamina entre as estações de amostragem, T

T_r = temperatura de referência, θ

T_x = escala de tempo *lagrangeana*, T

u = componente longitudinal instantânea da velocidade, LT^{-1}

u' = flutuação turbulenta da componente longitudinal de velocidade, LT^{-1}

u'' = desvio da velocidade longitudinal com relação ao seu valor médio espacial, LT^{-1}

\hat{u}'' = desvio adimensional de velocidade, definido pela Eq. (2.130)

u_y'' = desvio da velocidade longitudinal média numa vertical com relação à média na seção transversal, LT^{-1}

u_* = velocidade de cisalhamento ou de atrito, LT^{-1}

u_{*ar} = velocidade de atrito no ar junto à superfície, LT^{-1}

u_{*c} = velocidade de atrito da Eq. (3.69), LT^{-1}

u_{*v} = velocidade de atrito na superfície da água, devida ao vento, LT^{-1}

u_g = velocidade da fase gasosa no escoamento da mistura, LT^{-1}

u_l = velocidade do escoamento da fase líquida, LT^{-1}

\bar{u} = média temporal da componente longitudinal da velocidade, LT^{-1}

\bar{u} = velocidade longitudinal média espacial, LT^{-1}

\bar{u}_i = velocidade média no i-ésimo elemento da seção reta, LT^{-1}

\bar{u}_y = velocidade longitudinal média numa vertical, LT^{-1}

$\bar{\bar{u}}_y(z)$ = velocidade média em uma vertical y , variável com a distância horizontal z ,
 LT^{-1}

$u(y,z)$ = velocidade em um ponto genérico de coordenadas (y, z) sobre a seção transversal reta, LT^{-1}

$u_{0,20}$ = velocidade medida com molinete na distância vertical, contada a partir da superfície, equivalente a 20% da profundidade local, LT^{-1}

$u_{0,60}$ = velocidade medida com molinete na distância vertical, contada a partir da superfície, equivalente a 60% da profundidade local, LT^{-1}

$u_{0,80}$ = velocidade medida com molinete na distância vertical, contada a partir da superfície, equivalente a 80% da profundidade local, LT^{-1}

U = velocidade média na seção transversal ao escoamento, LT^{-1}

v = componente vertical instantânea da velocidade, LT^{-1}

v = índice indicando ação do vento

\bar{v} = média temporal da componente vertical da velocidade, LT^{-1}

v' = flutuação turbulenta da componente vertical de velocidade, LT^{-1}

v'_0 = velocidade de incidência do gás normal à superfície líquida, LT^{-1}

V = volume, L^3

V = escala de velocidade da turbulência, LT^{-1}

\vec{V} = vetor velocidade, LT^{-1}

V_c = volume crítico do gás, L^3

V_d = volume da solução de trabalho, L^3

V_f = volume do frasco de amostragem, L^3

V_{GF} = volume da porção gasosa no frasco de DBO, ou volume do *head space*, L^3

V_{HS} = volume do *head space*, L^3

V_i = volume da amostra de rodamina na concentração da diluição anterior, L^3

V_L = volume da amostra recolhida, L^3

V_l = volume de líquido, L^3

V_{LF} = volume da porção líquida no frasco de DBO, L^3

V_p = velocidade do deslocamento do pico de concentração do traçador, LT^{-1}

V_{rm} = volume do reator de mistura ou volume da câmara do rotor da bomba, L^3

V_{rt} = volume do reator tubular, L^3

V_s = velocidade de dissolução do sólido no método da sonda sólida solúvel flutuante, LT^{-1}

V_s = volume de rodamina-WT, solução 20%, L^3

V_{ser} = volume de amostra presente na seringa cromatográfica, L^3

V_v = velocidade do vento, LT^{-1}

V_w = volume da água de diluição, L^3

w = componente transversal horizontal instantânea da velocidade, LT^{-1}

\bar{w} = média temporal da componente transversal da velocidade, LT^{-1}

w' = flutuação turbulenta da componente transversal de velocidade, LT^{-1}

x = coordenada longitudinal, L

x' = distância adimensional

x_g = fração de massa seca (Eq. 4.39), adimensional

x_1 = coordenada longitudinal da estação de montante, L

x_2 = coordenada longitudinal da estação de jusante, L

x_{\min}^* = adimensional que define a superfície do líquido na Eq. (3.24)

y = coordenada vertical; profundidade do escoamento, L

y = coordenada do método gráfico de Chatwin, $T^{-1/2}$

\hat{y} = coordenada vertical adimensional da Eq. (2.130)

z = coordenada transversal horizontal, L

\hat{z} = coordenada transversal adimensional da Eq. (2.130)

z' = adimensional da Eq. (2.37)

α = coeficiente da equação de Elder, adimensional

α = expoente da Eq. (3.66)

α = nível de significância estatística

α_B = coeficiente de proporcionalidade da Eq. (2.141), adimensional

α_g = fração de vazio ou razão da área da seção transversal ocupada pelo gás pela área total da seção transversal, adimensional

β_B = parâmetro do modelo de Beltaos, adimensional

β_L = coeficiente da fórmula de Liu, adimensional

β_{VM} = coeficiente da fórmula de Vargas-Mellado, adimensional

χ = razão do consumo de oxigênio da comunidade biológica durante a passagem da água deaerada pela adição do sulfito, pelo consumo de oxigênio anterior à adição do sulfito, no método da perturbação do equilíbrio, adimensional

δ = espessura do filme líquido, L

Δ = símbolo de variação

ΔH = calor de vaporização do componente gasoso na fase líquida, L^2MT^{-2}

ΔH = variação da elevação do nível d'água entre as extremidades do trecho, L

ΔQ_z = vazão lateralmente acumulada a partir da margem esquerda, até a linha de corrente correspondente à distância z da margem, L^3T^{-1}

ΔZ = largura de uma sub-seção reta, L

$\Delta \tau$ = duração da injeção do gás, T

φ = fator de distribuição de massa, adimensional

φ = coeficiente de calibração do cromatógrafo da Eq. (4.85)

ϕ = coeficiente empírico da Eq. (4.68)

ϕ_v = fator de correção do coeficiente de transferência gasosa da Eq. (3.78), LT^{-1}

ε = taxa de dissipação viscosa de energia por unidade de massa, L^2T^{-3}

ε_i = eficiência da absorção do gás propano, adimensional

ε_s = taxa de dissipação superficial de energia, por unidade de massa, para a turbulência gerada no fundo do canal, L^2T^{-3}

ε_t = coeficiente de mistura transversal turbulenta, L^2T^{-1}

ε_{t_i} = erro associado à i-ésima amostra dentro do tratamento t

ε_v = taxa de dissipação de energia por unidade de massa, para a turbulência gerada pelo vento, L^2T^{-3}

ε_x = coeficiente de difusão turbulenta na direção x, L^2T^{-1}

ε_y = coeficiente de difusão turbulenta na direção y, L^2T^{-1}

ε_z = coeficiente de difusão turbulenta na direção z, L^2T^{-1}

$\bar{\varepsilon}_y$ = valor médio do coeficiente de difusão turbulenta vertical em um canal de largura infinita L^2T^{-1}

$\bar{\bar{\varepsilon}}_z$ = média espacial da difusividade turbulenta na seção transversal, L^2T^{-1}

$\hat{\varepsilon}_z$ = difusividade turbulenta transversal adimensional, definida pela Eq. (2.130)

γ_c = razão do tempo de mistura turbulenta transversal pelo tempo requerido para se contornar uma curva do escoamento, adimensional

Γ = coeficiente empírico da Eq. (4.68)

η = expoente da difusividade molecular na relação de dependência do coeficiente de filme líquido

η = eficiência da absorção do gás, adimensional

κ = constante de von Karman

λ = comprimento de onda, L

Λ = escala de comprimento da turbulência, L

μ = coeficiente de viscosidade dinâmica, $L^{-1}MT^{-1}$

μ = média

ν = número de graus de liberdade

ν = viscosidade cinemática, L^2T^{-1}

ν_y = coeficiente de viscosidade cinemática turbulenta, L^2T^{-1} ;

θ = dimensão de temperatura

θ = coeficiente de temperatura para a reaeração no modelo de crescimento em progressão geométrica

θ' = coeficiente de temperatura para a reaeração no modelo de crescimento em progressão aritmética

θ_1 = coeficiente de temperatura para a reaeração no modelo da Eq. (3.62)

ρ = massa específica da água, $L^{-3}M$

ρ_g = massa específica do gás, $L^{-3}M$

ρ_H = massa específica da mistura líquido-gás considerada homogêna, $L^{-3}M$

ρ_l = massa específica do líquido, $L^{-3}M$

σ = desvio padrão

σ_t^2 = variância da distribuição temporal de concentração, T^2

$\sigma_{t_1}^2$ = variância das distribuição temporal de concentração referida à estação 1 de amostragem do traçador, T^2

$\sigma_{t_2}^2$ = variância das distribuição temporal de concentração referida à estação 2 de amostragem do traçador, T²

σ_x^2 = variância da distribuição longitudinal de concentração, L²

τ = tempo; variável utilizada para a contagem do tempo da injeção do traçador gasoso, T

τ = tensão de cisalhamento, L⁻¹MT⁻²

τ = período da onda, T

τ_f = tempo total da duração da injeção do gás no método da injeção de longa duração, T

τ_i = tensão de cisalhamento na interface ar-água, L⁻¹MT⁻²

τ_w = tensão de cisalhamento na na parede, L⁻¹MT⁻²

τ_{m} = tempo de detenção do reator de mistura, T

τ_{tt} = tempo de detenção do reator tubular, T

τ_0 = tensão de cisalhamento junto à parede do conduto, L⁻¹MT⁻²

ϖ = variável de integração da Eq. (3.120), T

ξ = coordenada longitudinal de um referencial móvel, L

Ξ = posição longitudinal do elemento de concentração no método do *routing*, L

[Cl] = concentração de cloretos, ML⁻³

∇ = operador vetorial gradiente

\mathfrak{R} = função de auto-correlação de Lagrange das velocidades turbulentas

$\nabla \cdot$ = operador divergente

∇^2 = operador laplaciano

∂ = símbolo de derivada parcial

$\langle \rangle$ = média de um conjunto de experimentos

RESUMO

BARBOSA Jr., A. R. *Uso de traçadores na determinação de parâmetros de qualidade em escoamentos naturais de água*. São Carlos. 1997. 457p. Tese - Escola de Engenharia de São Carlos. Universidade de São Paulo.

Uma investigação sobre dois dos principais parâmetros físicos de qualidade da água é realizada. Através do uso da técnica dos traçadores são determinados os coeficientes de reaeração e dispersão longitudinal em trechos de três cursos d'água naturais e de um canal urbano. Para simular o comportamento do oxigênio em água, na determinação do coeficiente de reaeração é utilizado o gás propano. Como elemento auxiliar, nos testes de campo é empregado um traçador fluorescente, a Rodamina-WT, que fornece as informações da diluição e permite quantificar o coeficiente de dispersão longitudinal. Para a injeção do gás propano é especialmente desenvolvida uma técnica de pré-dissolução do gás. Um sistema de pré-dissolução, que utiliza um conjunto moto-bomba e as mangueiras das linhas de sucção e recalque como reatores, mostra-se prático e eficiente, proporcionando uma significativa redução do consumo do gás necessário às operações de campo. Com base em resultados obtidos no presente estudo, é desenvolvido um modelo empírico de âmbito regional para o coeficiente de reaeração. Dezenove outros modelos matemáticos da literatura são avaliados através de comparações com os resultados do coeficiente de reaeração gerados dos testes de campo. De modo semelhante, seis fórmulas práticas para o coeficiente de dispersão longitudinal também são avaliadas.

Palavras-chave: reaeração; dispersão longitudinal; oxigênio dissolvido; traçadores; qualidade da água

ABSTRACT

BARBOSA Jr., A. R. *Use of tracers for the determination of water quality parameters in natural streams*. São Carlos. 1997. 457p. Tese - Escola de Engenharia de São Carlos. Universidade de São Paulo.

An investigation on two of the main physical parameters connected to water quality is carried out. Reaeration coefficient and coefficient of longitudinal dispersion are determined, through the use of adequate tracers, for stretches of three natural streams and an urban channel. Propane gas is used for the simulation of the oxygen behaviour in the water. As an auxiliary element, Rhodamine-WT, a fluorescent tracer, is used to quantify dilution and, thus, the coefficient of longitudinal dispersion. A special technique is developed for the injection of the propane gas tracer. A system for its pre-dilution, using a water pump and the suction and discharge lines as a mixing reactor, revealed itself a practical and efficient gear, with significant reduction in the use of gas, as compared to the classical method of the submerged porous diffusers in depth bubbling. An empirical method for the reaeration coefficient is developed from the data of the present study. Nineteen different models from the literature for the prediction of the reaeration coefficient are evaluated upon comparison with the data from the present work. Similarly, six empirical models for the longitudinal dispersion coefficient are also evaluated.

Keywords: reaeration; longitudinal dispersion; dissolved oxygen; tracers; water quality

1. INTRODUÇÃO

O aumento da demanda de água em consequência da explosão demográfica e do seu crescente uso em atividades como agricultura, pecuária e indústria, aliado ao desejo natural do homem de elevação do nível de vida, tem exigido a preservação e a racionalização do seu uso, basicamente em decorrência do fato de que sua disponibilidade não é infinita.

Embora a diminuição da qualidade da água possa trazer sérios prejuízos a todos os seres vivos que dela dependem, ela tem sido o meio e o veículo mais utilizado para a disposição dos resíduos resultantes da atividade humana. Esse uso, aparentemente pouco nobre, se faz em face da inevitável necessidade de disposição dos rejeitos no ambiente e pelo fato de que as propriedades da água lhe conferem caráter especial para a diluição.

Para que a utilização da água como fonte receptora de dejetos não conflite com os demais usos, exige-se uma gestão criteriosa, com constantes avaliações da sua qualidade. No processo de gerenciamento, para um efetivo controle dessa qualidade, deve-se coordenar os esforços com uma atuação voltada para a minimização dos efeitos causados pela ação de fontes poluidoras. Para isso, há a necessidade de tomada de decisões que, muitas vezes, se apóiam em modelos de qualidade que, por sua vez, expressam as complexas interações ocorridas dentro do corpo d'água receptor, observando o atendimento dos padrões de qualidade fixados.

A utilização de modelo de qualidade da água em ambientes naturais (rios e ribeirões), ou em canais artificiais de zonas urbanas, envolve o uso de parâmetros, que necessitam ser bem avaliados para que o modelo forneça resultados confiáveis. Entre estes parâmetros encontram-se o coeficiente de dispersão longitudinal e o coeficiente de reaeração superficial da água; enquanto o primeiro mede a maior ou menor facilidade encontrada pelo rio para dispersar uma substância que em suas águas se dissolva, o segundo é um parâmetro intimamente relacionado à capacidade de autodepuração do corpo d'água.

As características dispersivas mostradas por diferentes cursos d'água naturais são extremamente variadas, o que faz com que, na elaboração de um programa voltado para o controle da poluição de um curso d'água particular, seja

requerido o conhecimento das características individuais de dispersão deste mesmo curso d'água (FISCHER, 1968).

Entre as aplicações com modelos de qualidade da água em que pode ser relevante o papel do coeficiente de dispersão longitudinal destacam-se: a previsão das concentrações de substâncias dissolvidas (poluentes) a jusante do ponto de seu derramamento, em diferentes tempos e posições ao longo do curso d'água; a estimativa da variação da temperatura da água de um rio, a jusante do ponto de lançamento de águas de resfriamento de processos industriais; a previsão de intrusões salinas em estuários, em decorrência de marés; e o estudo visando a redução do impacto causado pelo lançamento de resíduos de natureza industrial ou de origem doméstica, servindo como elemento auxiliar na definição do nível requerido para o tratamento dos resíduos, bem como na pesquisa do ponto mais conveniente para o seu lançamento.

Para a última das aplicações acima mencionada, quando os resíduos são de natureza biodegradável, a reaeração freqüentemente constitui-se no fator fundamental para o equilíbrio da dinâmica do oxigênio dissolvido. Por isso, para o uso do modelo, requer-se também a seleção do coeficiente de reaeração apropriado, que pode ser crítica na avaliação dos impactos causados pela descarga de resíduos orgânicos.

Os coeficientes de reaeração usados em modelos de previsão são geralmente estimados a partir de equações de natureza teórica, empírica ou semi-empírica. Enquanto os modelos teóricos geralmente não se mostram adequados para a previsão do coeficiente de reaeração, por conterem parâmetros que não são facilmente relacionados às características físicas e hidráulicas do corpo d'água, as equações empíricas e semi-empíricas somente são capazes de prever satisfatoriamente o coeficiente de reaeração desde que os cursos d'água naturais apresentem características de velocidade, declividade e profundidade médias semelhantes àquelas em que as equações se basearam. Conforme mostrado na literatura, para condições fora da faixa de valores das variáveis independentes consideradas na dedução das equações, as previsões podem ser afetadas de grandes erros. Desta forma, para avaliações precisas do coeficiente de reaeração, requer-se o uso de técnicas de campo de determinações diretas.

1.1 Objetivo

Este trabalho tem como objetivo implementar o uso de uma metodologia para a quantificação dos coeficientes de dispersão longitudinal e de reaeração, com base na técnica que faz uso de traçadores. Em vista do fato de que a

maior limitação com o emprego da técnica decorre dos custos associados, visa-se minimizar estes custos por meio da simplificação das técnicas de análises das substâncias traçadoras e da redução do consumo de materiais.

Na metodologia de campo implementada, as técnicas de injeção do traçador fluorescente e, principalmente, do traçador gasoso são concebidas de modo a permitir a minimização do consumo dos materiais no lançamento, considerados os limites de detecção dos aparelhos e a precisão das técnicas empregadas nas análises químicas. Para isso, desenvolve-se um sistema de pré-dissolução do gás, com o uso de um conjunto moto-bomba que, em linhas gerais, retira a água do curso d'água natural e a devolve já traçada com o gás no ponto previamente escolhido para a injeção.

Os estudos de campo são realizados em três cursos d'água da bacia do Rio Jacaré-Guaçu, na região de São Carlos (SP), e em dois trechos do canal urbano, no Ribeirão de Caldas, no município de Poços de Caldas (MG). Para as medidas do coeficiente de reaeração empregam-se duas variações da técnica dos traçadores gasosos modificada, com o propano como traçador gasoso, e com as alternativas da injeção contínua do gás de curta duração (*método do pico*) e da injeção contínua do gás de longa duração (*método do patamar*).

Para permitir a obtenção das informações da diluição e da dispersão produzidas pelo escoamento, bem como para o monitoramento da passagem da nuvem de traçadores pelas estações de amostragem, é utilizada a rodamina-WT, uma substância fluorescente, como traçador auxiliar.

Considerada a importância do conhecimento do valor exato do coeficiente de reaeração de um curso d'água natural, e tendo em vista as limitações impostas pelo custo de determinação deste coeficiente para os diferentes trechos e condições hidráulicas de interesse, os resultados deste trabalho são utilizados no desenvolvimento de uma equação para a produção de prontas previsões do coeficiente de reaeração. É utilizada a técnica de análise de regressão na obtenção da equação de previsão com base no conjunto de dados de campo colhidos nos cursos d'água da região de S. Carlos. A forma matemática da equação expressa o coeficiente de reaeração como uma função de potência das variáveis interferentes no processo, definidas pela velocidade média, profundidade média e declividade do escoamento.

Os coeficientes de dispersão longitudinal são quantificados por três diferentes métodos de determinação, a partir dos dados de campo, e são comparados com diferentes fórmulas de previsão da literatura, buscando-se avaliar os métodos de determinação e encontrar a melhor equação de previsão. Da mesma forma, os valores

obtidos para os coeficientes de reaeração superficial dos cursos d'água estudados também são comparados com as principais fórmulas de previsão.

1.2 Organização do Trabalho

Tendo em vista a importância do fenômeno da dispersão já destacada, este trabalho, em seu capítulo 2, é iniciado com uma revisão intitulada Dispersão Longitudinal. Através deste capítulo são introduzidos conceitos e apresentadas as definições dos principais parâmetros envolvidos na análise do fenômeno da dispersão. Ressalta-se, contudo, que uma ênfase é dada aos fenômenos unidimensionais, fazendo com que, entre outras razões, este capítulo de maneira alguma esgote o assunto; ao contrário, fica a mencionada revisão, com certeza, à sombra de textos mais completos e detalhados, como os trabalhos de referência de FISCHER et al (1979) e de EIGER (1991).

O capítulo 3 é dedicado ao estudo da reaeração. Neste são introduzidos conceitos e demonstrada a importância do coeficiente de reaeração na definição da capacidade autodepurativa dos cursos d'água naturais. Um sub-capítulo traz a apresentação do estado-da-arte da modelagem dos fenômenos de transferência associados à reaeração, também aplicável para a absorção e dessorção dos gases que compõem alguns ciclos bio-geoquímicos da natureza. Complementarmente, esta revisão é útil, ainda, para o entendimento e tratamento de diferentes problemas ambientais, como aqueles relacionados à volatilização de compostos organo-clorados e gases tóxicos, incorporados aos cursos d'água por despejos acidentais, descargas industriais e pelo *runoff* de áreas cultivadas.

No capítulo 4, são descritos os procedimentos adotados no planejamento e nos testes de campo, bem como os equipamentos e materiais empregados na execução dos mesmos. Também, são apresentados os métodos de cálculo dos coeficientes de reaeração e de dispersão longitudinal, a partir do processamento dos dados de campo que foram gerados.

No capítulo 5, juntamente com uma descrição individual dos testes, são apresentados, separadamente, os resultados dos estudos de campo para o coeficiente de reaeração e para o coeficiente de dispersão longitudinal. Uma equação de reaeração regionalizada é desenvolvida e os modelos de previsão do coeficiente de dispersão longitudinal são comparativamente avaliados.

2 - A EQUAÇÃO DA ADVECCÃO-DIFUSÃO

O objetivo deste capítulo é introduzir conceitos e apresentar as formulações matemáticas básicas para a descrição dos mecanismos de transporte de massa que encontram particular aplicação no campo da modelagem da qualidade da água de rios. Aqui, embora a abordagem feita seja independente da consideração de uma substância com ação poluente ou de um traçador ambientalmente neutro, as equações descritivas dos fenômenos da difusão turbulenta e da dispersão em rios serão tratadas sob a ótica do entendimento e quantificação dos processos que formam os alicerces da técnica dos traçadores.

Na apresentação que se segue, o constituinte genérico, um soluto também denominado traçador, é considerado um agente passivo, o que significa que a sua simples presença em solução no corpo d'água não provoca qualquer alteração nas características hidrodinâmicas do escoamento.

Toda a formulação que se desenvolve é uma consequência da aplicação do balanço de massa sobre uma porção do fluido pelo qual o traçador é transportado. Considera-se, inicialmente, o problema da difusão molecular, embora o efeito desta seja praticamente desprezível nos estudos do transporte de massa em cursos de água naturais. A razão para tal consideração reside no fato de que, por analogia, a difusão molecular servirá de base para as análises subseqüentes da difusão turbulenta e da dispersão longitudinal.

2.1 - Difusão Molecular

2.1.1 - Lei de Fick

A difusão é o processo pelo qual a matéria é transportada de uma parte a outra do sistema em decorrência de movimentos moleculares randômicos, em presença de gradientes de concentração (CRANK, 1975). O modelo matemático usado para representar o fenômeno foi proposto por Adolph Fick, em 1855, que formulou uma teoria para descrever o processo de difusão molecular através da analogia com os processos representados pelas leis de Fourier e Ohm, já conhecidas, para a difusão do calor e eletricidade, respectivamente (FISCHER et al., 1979).

De acordo com a lei de Fick, a taxa de transferência de massa de uma substância que se difunde através de uma seção de área unitária é proporcional ao gradiente da sua concentração, medido segundo a normal a esta seção. A expressão matemática representativa da lei de Fick pode ser posta sob a forma

$$j = -D_m \frac{\partial c}{\partial n}, \quad (2.1)$$

onde,

j = taxa de transferência de massa por unidade de área, ou densidade de fluxo, $L^{-2} M T^{-1}$,

c = concentração da substância em difusão, $L^{-3} M$,

n = coordenada normal à superfície, L ,

D_m = coeficiente de proporcionalidade, chamado coeficiente de difusão ou difusividade molecular, $L^2 T^{-1}$.

O sinal menos da Eq. (2.1) indica que o transporte se faz sempre da região de maior para a de menor concentração.

Conforme demonstrado por CSANADY (1973), a grandeza densidade de fluxo, j , tem natureza vetorial. Assim, para representar a difusão em três dimensões, em meio isotrópico, a lei de Fick pode ser escrita com a notação

$$\vec{j} = -D_m \nabla c, \quad (2.2)$$

onde \vec{j} é o vetor densidade de fluxo, com componentes ("fluxos unitários") j_x , j_y e j_z num sistema de coordenadas cartesianas, e ∇ é o operador gradiente.

2.1.2 - Conservação da Massa - A Equação da Difusão

A aplicação do princípio da continuidade ou conservação da massa, produz uma segunda equação diferencial para a descrição do processo de transporte. Para obter esta equação, considera-se um volume genérico de fluido, V , limitado por uma superfície A , através da qual a substância é transportada para o interior ou exterior deste volume, conforme é mostrado na Figura 2.1.

A concentração da substância transportada é variável no espaço e no tempo, sendo representada por $c(x,y,z,t)$. Assim, num dado instante t , a massa total no interior do volume V é dada por

$$M(t) = \int_V c(x,y,z,t) dV. \quad (2.3)$$

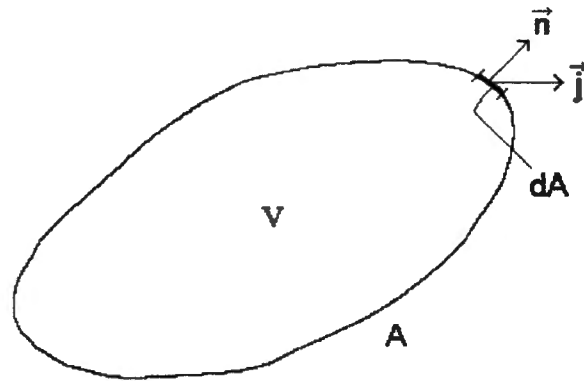


Figura 2.1 - Volume de controle, V, vetor densidade de fluxo e elemento de área para o cálculo do fluxo total.

O fluxo instantâneo e elementar do constituinte através do elemento de superfície infinitesimal de área dA é uma quantidade escalar (HSU, 1969), dada por

$$dJ = (\vec{j} \cdot \vec{n}) dA, \quad (2.4)$$

sendo \vec{n} o vetor unitário normal. Então, o fluxo total em um dado instante será

$$J(t) = \int_A (\vec{j} \cdot \vec{n}) dA. \quad (2.5)$$

Na forma da Eq. (2.5), o fluxo total corresponde à medida da massa líquida do constituinte que, na unidade de tempo, deixa ou adentra o volume V através da superfície A. A variação, no tempo, da massa do constituinte presente no volume V pode ser escrita como

$$\frac{\partial M}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial t} \int_V c(x, y, z, t) dV = \int_V \frac{\partial c}{\partial t} dV. \quad (2.6)$$

Assim, uma vez que a massa total deve ser conservada, na ausência de fontes e sumidouros,

$$J(t) + \partial M / \partial t = 0, \quad (2.7)$$

ou

$$\int_V \frac{\partial c}{\partial t} dV + \int_A (\vec{j} \cdot \vec{n}) dA = 0. \quad (2.8)$$

Ainda, de acordo com o teorema da divergência (HSU, 1969), o segundo termo do primeiro membro da Eq. (2.8) pode ser reescrito na forma de uma integral de volume, resultando em

$$\int_V \frac{\partial c}{\partial t} dV + \int_V (\nabla \cdot \vec{j}) dV = \int_V \left(\frac{\partial c}{\partial t} + \nabla \cdot \vec{j} \right) dV = 0, \quad (2.9)$$

onde $\nabla \cdot$ é o operador divergente. Como a Eq. (2.8) deve ser válida para qualquer volume, tem-se, numa notação concisa,

$$\frac{\partial c}{\partial t} = -\nabla \cdot \vec{j}. \quad (2.10)$$

A Eq. (2.10) deve ser vista como uma equação genérica de conservação da massa, sendo válida para a descrição do transporte do constituinte conservativo por difusão molecular ou advecção, ou ainda para ambos os processos ocorrendo simultaneamente. Entretanto, quando se considera o fluxo causado por difusão molecular somente, a combinação das Eq. (2.2) e Eq. (2.10) fornece

$$\frac{\partial c}{\partial t} = \nabla \cdot (D_m \nabla c). \quad (2.11)$$

Para o caso de meio homogêneo e isotrópico tem-se a equação clássica da difusão, também conhecida como a segunda lei de Fick, que pode ser escrita em termos das coordenadas de um sistema cartesiano na forma

$$\frac{\partial c}{\partial t} = D_m \nabla^2 c = D_m \left(\frac{\partial^2 c}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 c}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 c}{\partial z^2} \right), \quad (2.12)$$

sendo ∇^2 o operador laplaciano.

2.1.3 - A Solução Fundamental da Equação da Difusão

A Eq. (2.12) é matematicamente idêntica à equação da condução de calor, para a qual existem na literatura vários textos dedicados à solução de diferentes problemas, como por exemplo em CARSLAW & JAEGER (1959). Por ser uma

equação diferencial linear, se for conhecida uma solução fundamental de um dado problema, então esta poderá ser usada na resolução de problemas mais complexos, ou que apresentem condições iniciais e de contorno mais complexas (FISCHER et al., 1979).

Considerando-se o interesse particular deste trabalho, a solução fundamental escolhida é aquela decorrente de um lançamento instantâneo da massa de um traçador, uniformemente distribuída em uma seção plana transversal (problema da fonte plana instantânea) de um conduto infinito. É mostrado por CSANADY (1973) e por CRANK (1975), entre outros, que a solução da Eq. (2.12), para este problema, é da forma

$$c = \frac{k}{\sqrt{t}} \exp\left(-\frac{x^2}{4D_m t}\right), \quad (2.13)$$

onde k é uma constante proporcional à massa injetada. Interpretando fisicamente esta solução, vê-se que a mesma descreve um fenômeno unidimensional, caracterizando a difusão do traçador segundo o eixo do conduto de seção transversal uniforme. Se M_A for a massa total injetada por unidade de área da seção transversal, para a substância conservativa ter-se-á

$$\begin{aligned} M_A &= \int_{-\infty}^{+\infty} c \cdot dx = 2k\sqrt{D_m} \int_{-\infty}^{+\infty} \exp\left(-\frac{x^2}{4D_m t}\right) d\left(\frac{x}{\sqrt{4D_m t}}\right) = \\ &= 2k\sqrt{\pi D_m t}, \end{aligned} \quad (2.14)$$

que é independente do tempo, conforme requerido pelo princípio da conservação da massa. Isolando-se k na Eq. (2.14) e substituindo na Eq. (2.13) tem-se, finalmente, a solução fundamental

$$c = \frac{M_A}{\sqrt{4\pi D_m t}} \exp\left(-\frac{x^2}{4D_m t}\right). \quad (2.15)$$

Em FISCHER et al. (1979) são exploradas as propriedades da Eq. (2.15), mostrando-se os modos pelos quais a equação poderá ser usada na obtenção de uma variedade de soluções da equação da difusão.

Uma característica de particular interesse da Eq. (2.15) está associada ao fato de que a forma funcional da distribuição $c(x)$, para $t > 0$, é a conhecida distribuição *gaussiana*. Sua simetria característica é visualizada na Figura 2.2, que

mostra distribuições típicas de concentração em três instantes sucessivos. Observa-se, na figura, a concentração máxima sempre associada ao centro de massa da distribuição, que permanece na origem $x=0$. A figura ilustra ainda o fato de que esta concentração sofre um abatimento com o passar do tempo, como consequência do espalhamento do traçador.

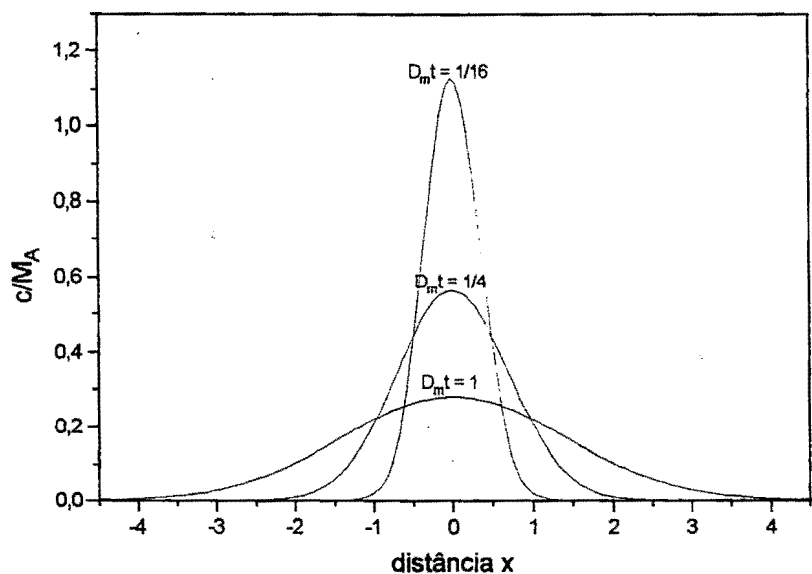


FIGURA 2.2 - Curvas de concentração-distância (unidades arbitrárias) para uma fonte plana instantânea, em três tempos diferentes (CRANK, 1975).

Uma medida do quadrado médio da distância que as partículas difundem é obtida dividindo-se o momento de segunda ordem da distribuição $C(x)$ pela integral em x da Eq. (2.14), que é o momento de ordem zero (M_0) da distribuição e a própria quantidade total do material em difusão (M_A). Este quociente representa a medida da variância da distribuição espacial da concentração, isto é

$$\sigma_x^2(t) = \frac{M_2}{M_0} = \frac{\int_{-\infty}^{+\infty} x^2 c dx}{\int_{-\infty}^{+\infty} c dx} = 2D_m t. \quad (2.16)$$

Vê-se, assim, que a variância espacial da nuvem simétrica de traçador cresce linearmente com o tempo. Esta constatação constitui uma propriedade

fundamental do fenômeno da difusão molecular que será particularmente útil na interpretação do processo da difusão turbulenta.

A raiz quadrada da variância, conhecida como desvio padrão, representa um comprimento $\sigma_x(t)$ que pode ser empregado como uma escala conveniente para representar a largura da distribuição. Sabe-se, da estatística, que para uma distribuição normal um espalhamento de 4σ inclui aproximadamente 95% da área total sob a curva de concentração. Por isso, em certas aplicações, a largura da nuvem em difusão pode ser aproximadamente avaliada pela quantidade $4\sigma = 4\sqrt{2D_m t}$.

2.2 - A Equação da Advecção-Difusão

Até o presente ponto, o transporte de massa do traçador foi analisado considerando-se o fluido estacionário: a difusão molecular foi responsável pelo espalhamento matematicamente modelado. Admite-se, agora, que o fluido apresentasse em movimento com uma velocidade \vec{V} , cujas componentes segundo direções ortogonais x , y e z são, respectivamente, u , v e w .

O transporte devido ao movimento médio do fluido é denominado advecção. A advecção é tratada como um processo de transporte distinto da difusão, mas com ambos tendo efeitos aditivos. Tal consideração equivale a admitir que a difusão ocorre no interior da massa fluida como se esta fosse estacionária (FISCHER et al., 1979).

Por simplicidade, para expressar matematicamente a existência da advecção, lança-se mão da hipótese de que a difusão molecular do traçador ocorre em um fluido em escoamento laminar, em meio isotrópico, de modo que o coeficiente de difusão tenha o valor constante D_m em todas as direções. Assim, a taxa de transporte de massa, por unidade de área normal, anteriormente representada pela Eq. (2.2), é agora reescrita como

$$\vec{j} = -D_m \nabla c + \vec{V}c, \quad (2.17)$$

mostrando que a parcela advectiva, $\vec{V}c$, se soma à difusiva. Para representar também o efeito da advecção no balanço de massa sobre um volume de controle como o da Figura 2.1, a Eq. (2.11) é corrigida para

$$\frac{\partial c}{\partial t} = \nabla \cdot (D_m \nabla c - \vec{V}c), \quad (2.18)$$

o que corresponde a considerar no modelo geral da Eq. (2.10) os fluxos causados por difusão e advecção, representados pela Eq. (2.17). Considerada a constância do operador divergente, a Eq. (2.18) é ainda escrita como

$$\frac{\partial c}{\partial t} = D_m \nabla^2 c - \nabla \cdot (\bar{V}c). \quad (2.19)$$

Ainda, levando em conta o princípio da conservação da massa de um fluido de densidade constante, $\nabla \cdot \bar{V} = 0$, o segundo termo do segundo membro da Eq. (2.19), o divergente do vetor $\bar{V}c$, poderá ser reescrito como

$$\nabla \cdot (\bar{V}c) = \bar{V} \cdot \nabla c + c \nabla \cdot \bar{V} = \bar{V} \cdot \nabla c. \quad (2.20)$$

Considerando-se esta última expressão, a Eq. (2.19), após rearranjada, poderá ser escrita na forma

$$\frac{\partial c}{\partial t} + \bar{V} \cdot \nabla c = D_m \nabla^2 c, \quad (2.21)$$

ou em termos de coordenadas cartesianas,

$$\frac{\partial c}{\partial t} + u \frac{\partial c}{\partial x} + v \frac{\partial c}{\partial y} + w \frac{\partial c}{\partial z} = D_m \left(\frac{\partial^2 c}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 c}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 c}{\partial z^2} \right). \quad (2.22)$$

A Eq. (2.22), ou Eq. (2.21), chamada equação da advecção-difusão, tem sido empregada na simulação do transporte de massa de constituintes passivos e conservativos, pelas ações combinadas da difusão e advecção. Soluções analíticas desta equação somente são obtidas para uns poucos casos idealizados. Isto se deve, principalmente, ao fato de que, no caso geral, o campo de velocidade é variável no espaço e no tempo, sendo a sua completa descrição dependente da solução das equações diferenciais do movimento. Além disso, a solução da Eq. (2.22) depende da definição das condições iniciais e de contorno, bem como do conhecimento do coeficiente D_m .

2.2.1 - Soluções Analíticas da Equação da Advecção-Difusão

À despeito das limitações existentes para a solução analítica da Eq.(2.22), apresentam-se a seguir alguns estudos de casos simplificados, conforme FISCHER et al (1979), que servirão de base para se estabelecer analogias com

problemas reais do transporte de traçadores em cursos de água naturais. Nos casos estudados, as soluções são obtidas de análises que consideram situações em que as fontes são tratadas como pontuais, lineares ou planas, de acordo com a conveniência e o interesse maior do presente texto, adiante justificados. Ao final deste capítulo, será possível, por exemplo, estabelecer uma aproximação para a distância a partir da qual a concentração do traçador tem comportamento unidimensional, fato que será devidamente explorado no estabelecimento da metodologia de emprego da técnica dos traçadores.

a) Caso 1.

Para o caso idealizado de um escoamento unidimensional segundo a direção x , com velocidade constante u , e com gradientes de concentração desprezíveis segundo as direções transversais, FISCHER et al. (1979) mostram que a Eq. (2.22) reduz-se a uma expressão análoga àquela representativa do fenômeno da difusão pura. Isto é conseguido mediante uma transformação adequada de coordenadas, da forma

$$\xi = x - u t, \quad (2.23)$$

juntamente com a aplicação de transformações apropriadas com o uso da regra da cadeia (EIGER, 1991). Estas transformações permitem que a Eq. (2.22) seja reduzida à expressão:

$$\frac{\partial c}{\partial t} = D_m \frac{\partial^2 c}{\partial \xi^2}. \quad (2.24)$$

Pela Eq. (2.24), o transporte por advecção e difusão segundo a direção x é analiticamente descrito por um processo de difusão pura com relação à nova coordenada ξ , que se move com a velocidade u com relação a x .

As soluções obtidas para o caso da difusão pura podem ser usadas no tratamento de problemas com presença de advecção, mediante o emprego da transformação representada pela Eq. (2.23). Assim, a solução já apresentada na forma da Eq. (2.14) é válida, com $\xi = x - ut$ substituindo x naquela equação. Neste caso, a posição média da nuvem do traçador em espalhamento desloca-se com velocidade u com relação à coordenada inercial x . Também, a variância espacial desta nuvem cresce linearmente com o tempo, de forma idêntica à já descrita para o caso da difusão pura (Eq. 2.16).

b) Caso 2.

Considerando-se o uso de traçadores em aplicações ambientais, uma solução da Eq. (2.22) de interesse particular é obtida por FISCHER et al. (1979) para o problema do espalhamento tridimensional de um constituinte originário de uma fonte pontual. A equação governante deste processo, da forma

$$\frac{\partial c}{\partial t} + u \frac{\partial c}{\partial x} = D_m \left(\frac{\partial^2 c}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 c}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 c}{\partial z^2} \right), \quad (2.25)$$

é a descrição matemática de um problema de transporte de massa em um meio que poderia ser fisicamente representado por um canal retangular, apresentando escoamento permanente e uniforme, com velocidade u segundo a direção longitudinal x . Na Eq. (2.25), y representa a direção vertical e z a coordenada horizontal transversal.

A solução da Eq. (2.25) para o problema da injeção pontual e instantânea de uma massa M do traçador na origem do sistema de coordenadas, no tempo inicial $t = 0$ e na ausência de contornos sólidos, pode ser obtida a partir da solução fundamental (Eq. 2.14) e do emprego de uma transformação de variáveis como a representada pela Eq. (2.23).

Mediante a transformação definida pela Eq. (2.23), a equação diferencial anterior assume a forma

$$\frac{\partial c}{\partial t} = D_m \left(\frac{\partial^2 c}{\partial \xi^2} + \frac{\partial^2 c}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 c}{\partial z^2} \right). \quad (2.26)$$

E, de acordo com a "regra do produto" (FISCHER et al., 1979, pg. 49),

$$c(\xi, y, z, t) = c_1(\xi, t) \cdot c_2(y, t) \cdot c_3(z, t). \quad (2.27)$$

Assim, quando cada uma das quatro derivadas da Eq. (2.26) são reescritas para considerar a relação estabelecida pela Eq. (2.27), tem-se

$$\frac{\partial c}{\partial t} = \frac{\partial(c_1 c_2 c_3)}{\partial t} = c_2 c_3 \frac{\partial c_1}{\partial t} + c_1 c_3 \frac{\partial c_2}{\partial t} + c_1 c_2 \frac{\partial c_3}{\partial t}, \quad (2.28)$$

$$\frac{\partial^2 c}{\partial \xi^2} = c_2 c_3 \frac{\partial^2 c_1}{\partial \xi^2}, \quad (2.29)$$

$$\frac{\partial^2 c}{\partial y^2} = c_1 c_3 \frac{\partial^2 c_2}{\partial y^2}, \quad (2.30)$$

e

$$\frac{\partial^2 c}{\partial z^2} = c_1 c_2 \frac{\partial^2 c_3}{\partial z^2}. \quad (2.31)$$

Então, se as Eqs. (2.28), (2.29), (2.30) e (2.31) são substituídas na Eq. (2.26), encontra-se

$$c_2 c_3 \left(\frac{\partial c_1}{\partial t} - \frac{\partial^2 c_1}{\partial \xi^2} \right) + c_1 c_3 \left(\frac{\partial c_2}{\partial t} - \frac{\partial^2 c_2}{\partial y^2} \right) + c_1 c_2 \left(\frac{\partial c_3}{\partial t} - \frac{\partial^2 c_3}{\partial z^2} \right) = 0 \quad (2.32)$$

O primeiro membro desta última equação será nulo se as quantidades entre parênteses forem individualmente nulas, ou seja, se c_1 , c_2 e c_3 satisfizerem às equações de difusão unidimensionais, para as quais a solução é da forma da Eq. (2.12). Multiplicando-se os três resultados, notando que $\iiint c d\xi dy dz = M$, e lembrando que $\xi = x - ut$, a concentração resultante é da forma

$$c(x, y, z, t) = \frac{M}{(\sqrt{4\pi D_m t})^3} \exp \left[-\frac{(x-ut)^2 + y^2 + z^2}{4D_m t} \right]. \quad (2.33)$$

Existem situações em que há interesse em tratar o problema analisado como bidimensional. É o caso, por exemplo, de se admitir desprezível o efeito da difusão segundo a direção principal do escoamento. Este problema é apresentado por FISCHER et al. (1979) que, utilizando os mesmos procedimentos adotados na obtenção da Eq. (2.33), encontram a solução bi-dimensional

$$c(y, z, t) = \frac{M_L}{4\pi D_m t} \exp \left[-\frac{y^2 + z^2}{4D_m t} \right] \quad (2.34)$$

com M_L , agora, tendo unidades de massa por comprimento (massa injetada por unidade de profundidade do escoamento, por exemplo).

c) Caso 3.

A solução representada pela Eq. (2.34) pode ser usada para resolver um outro problema de interesse, no qual a injeção pontual do traçador no escoamento é feita em $x=0$, mas com uma taxa constante \dot{M} . FISCHER et al. (1979) observam que

este é um caso prático em que é possível reduzir o problema tridimensional naquele de um espalhamento do traçador devido a uma fonte pontual instantânea, em duas dimensões. Esta situação, adiante melhor justificada, é encontrada no caso de um escoamento em um canal onde a difusão na direção do escoamento pode ser desprezada.

Para a análise do problema com fonte contínua, FISCHER et al. (1979) sugerem visualizar o escoamento composto de fatias contíguas de espessura δx , limitadas por planos normais, paralelos ao plano yz . Estas fatias, movendo-se com velocidade u , ao passarem pela fonte recebem uma pequena massa $\dot{M}\delta t$, sendo $\delta t = \delta x/u$ o tempo de duração da passagem da fatia de espessura δx pela fonte. Com base na Eq. (2.34), a massa numa fatia, por unidade de área, pode ser dada pela expressão

$$\frac{\dot{M} \delta t}{4\pi D_m t} \exp\left[-\frac{(y^2 + z^2)}{4D_m t}\right] \quad \text{ou} \quad \frac{\dot{M} \delta x}{4\pi D_m u t} \exp\left[-\frac{(y^2 + z^2)}{4D_m t}\right]$$

Para uma posição da fatia representada por $x = ut$, a concentração em três dimensões isto é, a massa por unidade de área e pela espessura da fatia, pode então ser escrita como

$$c(x, y, z) = \frac{\dot{M}}{4\pi D_m x} \exp\left[-\frac{(y^2 + z^2)u}{4D_m x}\right]. \quad (2.35)$$

A Eq.(2.35) é a solução da equação da advecção-difusão para uma injeção pontual e contínua do traçador conservativo com uma taxa constante \dot{M} , estando a fonte situada na origem do sistema de coordenadas, em um canal uniforme e ilimitado, onde o escoamento se faz com velocidade u constante. Esta solução foi obtida valendo-se, ainda, da consideração de uma difusividade desprezível na direção do escoamento.

FISCHER et al. (1979) fazem ver que a última consideração citada acima é uma hipótese razoável quando a distância à fonte é muito superior a um certo comprimento característico do espalhamento da nuvem do traçador. Como, de acordo com a Eq. (2.16), este comprimento é proporcional a $\sqrt{2D_m t}$ (o desvio padrão da nuvem difundindo), e sendo a distância da fatia à fonte dada por $x = ut$, a difusão na direção x pode ser desprezada quando $x \gg \sqrt{2D_m t}$, ou $t \gg 2D_m/u^2$, o que é uma condição normalmente satisfeita na prática, mesmo com pequenos valores de t .

d) Caso 4.

Supõe-se, novamente, que exista uma emissão contínua e constante de massa (taxa \dot{M}) de um traçador na posição $x=0$ do escoamento em um canal com velocidade constante u . Como no caso anterior, admite-se válida a aproximação feita com o descarte do termo de difusão longitudinal. Complementarmente, faz-se a suposição de que o traçador mistura-se muito mais rapidamente na direção vertical do que na direção transversal, o que é uma aproximação razoável em canais se a largura é bem maior do que a profundidade. Conseqüentemente, o problema passa a ser visto como bidimensional, com o espalhamento da nuvem ocorrendo segundo o plano definido pelas direções x (longitudinal) e z (transversal). Sobre este plano, em um ponto genérico $z = z_0$, a fonte pontual é tratada como tendo intensidade $\dot{M}_L = \dot{M}/h$, onde h é a profundidade do escoamento: a fonte é vista como linear e contínua.

Neste caso resolve-se o problema bidimensional empregando a solução obtida para o espalhamento devido a uma fonte pontual e instantânea em uma dimensão. Para isto, utilizam-se argumentos semelhantes àqueles empregados por Fischer para o caso anterior: novamente, o escoamento é visto como consistindo de fatias contíguas de espessura δx e faces limitantes paralelas ao plano yz , que se movem com a velocidade u . Ao passar pela fonte (na origem $x=0$), cada fatia recebe desta uma massa, por unidade de profundidade, de intensidade $\dot{M}_L \delta t$, onde $\delta t = \delta x/u$ como anteriormente. De vez que numa fatia o espalhamento se faz segundo a direção z , pode-se usar a Eq. (2.14), fundamental, para exprimir a massa por unidade de área da fatia:

$$\frac{\dot{M}_L \delta t}{\sqrt{4\pi D_m t}} \exp\left(-\frac{z^2}{4D_m t}\right) \quad \text{ou} \quad \frac{\dot{M}_L \delta x}{u\sqrt{4\pi D_m t}} \exp\left(-\frac{z^2}{4D_m t}\right).$$

Num instante t a posição da fatia é dada por $x=ut$. E, considerando-se que a concentração do traçador em duas dimensões é dada pela razão da massa do traçador na fatia por unidade de área e pela espessura da fatia, obtém-se

$$c(x,z) = \frac{\dot{M}}{hu\sqrt{4\pi D_m x/u}} \exp\left(-\frac{z^2 u}{4D_m x}\right). \quad (2.36)$$

Na prática, a solução representada pela Eq. (2.36) é útil, por exemplo, na análise da mistura transversal de um poluente descarregado por uma tubulação em um rio, ou no estudo do comportamento da concentração de um traçador lançado pontualmente em um curso d'água, com uma taxa constante.

As condições práticas acima são referidas a um canal em que a largura não é ilimitada. Se o canal tem uma largura finita B e se o eixo dos z 's tem origem em uma das margens, devem ser impostas as novas condições de contorno definidas por $\partial c / \partial z = 0$, em $z = 0$ e em $z = B$, que devem ser satisfeitas pela solução. FISCHER et al. (1979) apresentam a solução deste problema quando desenvolvem o estudo da mistura turbulenta em rios. Independentemente da natureza do processo da difusão, esta mesma solução pode ser aplicada ao problema em questão, com o uso do princípio da superposição. Para isso, são convenientemente definidas as variáveis:

$$c_0 = \frac{M}{huB}, \quad x' = \frac{x D_m}{u B^2}, \quad z' = \frac{z}{B}, \quad (2.37)$$

onde c_0 tem a dimensão de concentração e x' e z' são adimensionais.

Para a fonte do traçador localizada em $z = z_0$, onde $z' = z'_0$, é mostrado que a concentração a jusante deve ser dada por

$$\frac{c}{c_0} = \frac{1}{\sqrt{4\pi x'}} \sum_{n=-\infty}^{n=+\infty} \left\{ \exp\left[-(z' - 2n - z'_0)^2 / 4x'\right] + \exp\left[-(z' - 2n + z'_0)^2 / 4x'\right] \right\}, \quad (2.38)$$

sendo n inteiro e com o princípio da superposição sendo usado para satisfazer as condições de contorno.

O gráfico da Figura (2.3) ilustra o fato de que, para $x' \geq 0,1$, a concentração c difere de c_0 em menos de 5% em toda a seção reta do canal. A partir daí, existe uma distribuição praticamente uniforme da concentração c , cujo valor aproxima-se assintoticamente de c_0 . A Figura (2.3b) é a visualização gráfica da Eq. (2.38) para a injeção do traçador na linha de centro do canal ($z'_0 = 1/2$). Esta figura mostra a concentração relativa observada na linha de centro ($z' = 1/2$) e junto às margens ($z' = 0$ e $z' = 1$).

Embora demonstrado aqui para o problema da difusão molecular, a constatação acima tem sido utilizada como um critério para estabelecer a distância requerida para o que se convencionou chamar de mistura completa, adiante tratada com maiores detalhes. Para o momento, pode-se afirmar que, se a descarga é feita na linha de centro do canal, uma estimativa da menor distância à seção transversal na qual a mistura é completa pode ser razoavelmente obtida de

$$L_0 = 0,1 \frac{u B^2}{D_m}. \quad (2.39)$$

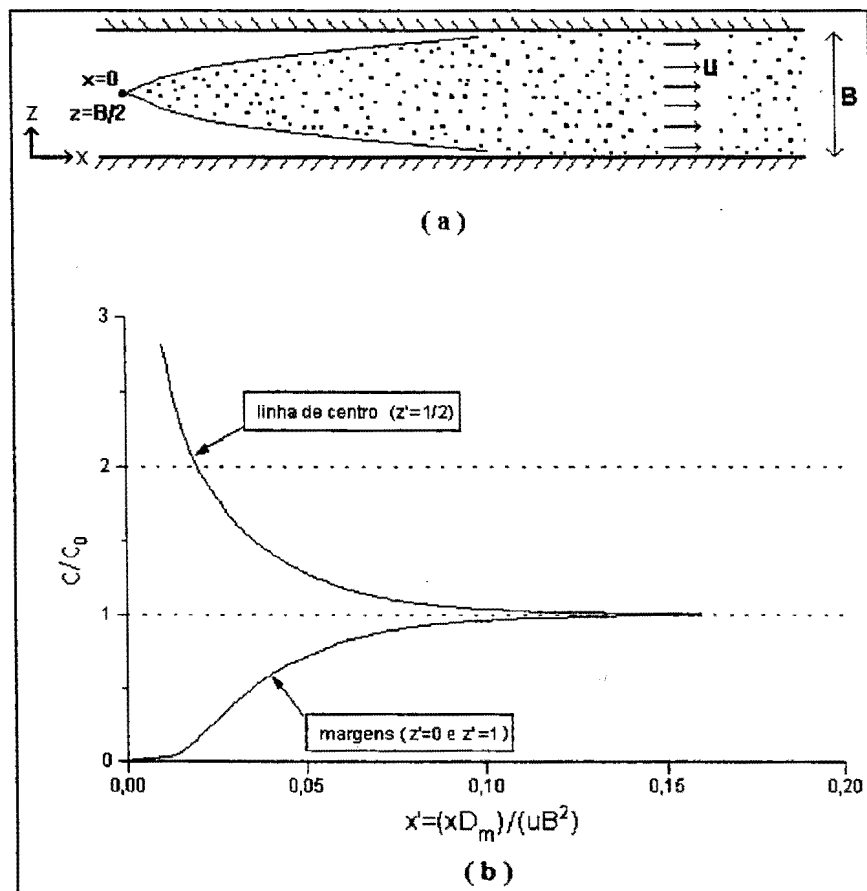


Figura 2.3 - (a) Espalhamento da nuvem do traçador devido a uma injeção contínua sobre a linha de centro de um canal uniforme com velocidade de escoamento constante. (b) Gráfico das concentrações adimensionalizadas, para pontos juntos às margens e na linha de centro do canal. (Figura adaptada de FISCHER et al., 1979).

2.3 - Difusão Turbulenta

Os escoamentos em cursos de água naturais são notadamente turbulentos. Por isso, o tratamento considerado até agora da difusão molecular servirá apenas de base para as analogias apresentadas adiante.

Em escoamentos turbulentos as características hidrodinâmicas (pressão, velocidade e massa específica) apresentam apreciáveis componentes aleatórias, que lhes conferem um certo caráter de desorganização. Componentes aleatórias também são características do comportamento da concentração do traçador em um escoamento turbulento.

Para descrever uma variável turbulenta em um dado ponto do espaço é comum o uso do modelo de Reynolds, pelo qual a variável é representada pela superposição de uma flutuação turbulenta ao seu valor médio temporal. Assim, por exemplo, para a concentração, escreve-se

$$c = \bar{c} + c', \quad (2.40)$$

onde

c = valor instantâneo da concentração,

\bar{c} = valor médio temporal de c , e

c' = flutuação turbulenta da concentração c em torno de \bar{c} .

De maneira semelhante, para representar uma componente do campo de velocidade, por exemplo a componente longitudinal e instantânea u , escreve-se

$$u = \bar{u} + u', \quad (2.41)$$

onde as quantidades \bar{u} e u' representam a média temporal e a flutuação turbulenta, respectivamente. Uma visualização do comportamento ao longo do tempo das quantidades instantâneas c e u acima descritas é dada na Figura (2.4).

Considerada a presente abordagem matemática, que introduz as flutuações para representar quantidades turbulentas, a equação da advecção-difusão (Eq. 2.22) para o transporte do traçador conservativo passa a assumir a forma

$$\begin{aligned} \frac{\partial(\bar{c} + c')}{\partial t} + (\bar{u} + u') \frac{\partial(\bar{c} + c')}{\partial x} + (\bar{v} + v') \frac{\partial(\bar{c} + c')}{\partial y} + (\bar{w} + w') \frac{\partial(\bar{c} + c')}{\partial z} = \\ = D_m \left[\frac{\partial^2(\bar{c} + c')}{\partial x^2} + \frac{\partial^2(\bar{c} + c')}{\partial y^2} + \frac{\partial^2(\bar{c} + c')}{\partial z^2} \right] \end{aligned} \quad (2.42)$$

Nota-se que, na Eq. (2.42), os valores instantâneos das componentes vertical e transversal de velocidade, v e w , também são escritos para incluir as flutuações turbulentas.

Neste ponto, deve-se considerar o fato de que há interesse em exprimir as quantidades em termos de valores médios, por serem estes normalmente mensuráveis. Para isso, é conveniente aplicar a média temporal à Eq. (2.42). Assim procedendo, obtém-se, após simplificações

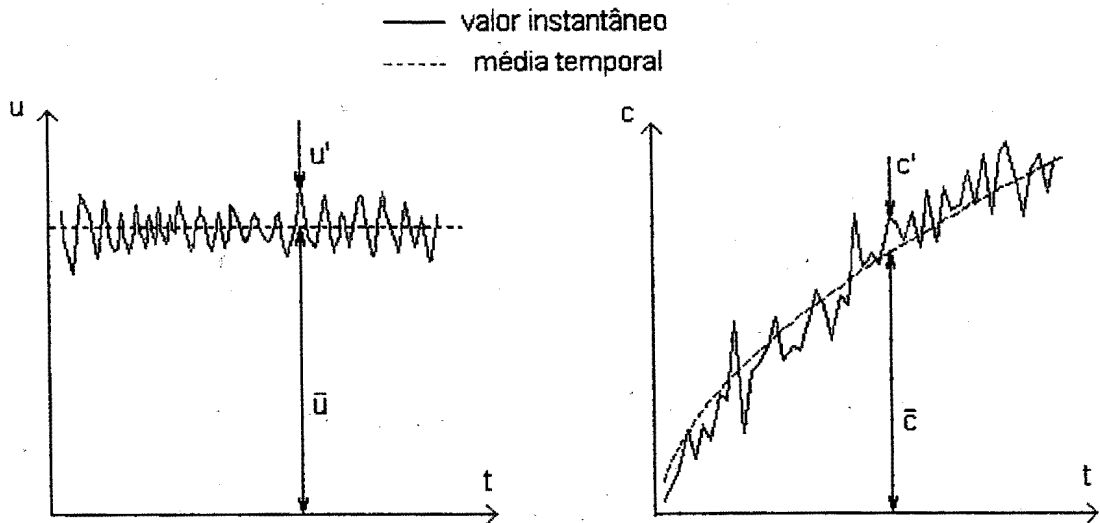


Figura 2.4 - Valores instantâneos, médios e flutuações turbulentas de velocidade e concentração

$$\begin{aligned}
 \frac{\partial \bar{c}}{\partial t} + \bar{u} \frac{\partial \bar{c}}{\partial x} + \bar{v} \frac{\partial \bar{c}}{\partial y} + \bar{w} \frac{\partial \bar{c}}{\partial z} = D_m \left(\frac{\partial^2 \bar{c}}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 \bar{c}}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 \bar{c}}{\partial z^2} \right) - \\
 - \left[\frac{\partial (\overline{u'c'})}{\partial x} + \frac{\partial (\overline{v'c'})}{\partial y} + \frac{\partial (\overline{w'c'})}{\partial z} \right]
 \end{aligned} \quad (2.43)$$

Deve ser observado que na obtenção da Eq. (2.43) foi considerada a hipótese de que as flutuações turbulentas têm média temporal nula, embora não sejam necessariamente nulos os produtos destas flutuações.

Comparando-se as equações (2.22) e (2.43), nota-se que, no caso turbulento, a equação do balanço de massa do traçador passa a incluir os gradientes das médias de produtos de flutuações turbulentas. Estes termos, do ponto de vista físico, representam advecções turbulentas do traçador. Como a advecção turbulenta possui, por definição, média temporal nula, postulou-se que o transporte advectivo turbulento fosse descrito por uma lei de difusão análoga à primeira lei de Fick (Eq. 1); isto é, o transporte associado às flutuações turbulentas deve ser proporcional ao gradiente da concentração \bar{c} . Assim, de modo semelhante ao realizado no caso da difusão molecular, são definidos os coeficientes de difusão turbulenta ϵ_x , ϵ_y e ϵ_z , aqui escritos com índices diferentes para possibilitar a representação da anisotropia da turbulência:

$$\overline{u'c'} = -\epsilon_x \frac{\partial \bar{c}}{\partial x}, \quad (2.44)$$

$$\overline{v'c'} = -\varepsilon_y \frac{\partial \overline{c}}{\partial y} \quad (2.45)$$

e

$$\overline{w'c'} = -\varepsilon_z \frac{\partial \overline{c}}{\partial z}. \quad (2.46)$$

Substituindo-se as três últimas expressões na Eq. (2.43), resulta

$$\begin{aligned} \frac{\partial \overline{c}}{\partial t} + \overline{u} \frac{\partial \overline{c}}{\partial x} + \overline{v} \frac{\partial \overline{c}}{\partial y} + \overline{w} \frac{\partial \overline{c}}{\partial z} = \frac{\partial}{\partial x} \left[(D_m + \varepsilon_x) \frac{\partial \overline{c}}{\partial x} \right] + \frac{\partial}{\partial y} \left[(D_m + \varepsilon_y) \frac{\partial \overline{c}}{\partial y} \right] + \\ + \frac{\partial}{\partial z} \left[(D_m + \varepsilon_z) \frac{\partial \overline{c}}{\partial z} \right] \end{aligned} \quad (2.47)$$

A forma da Eq. (2.47) é adequada para aplicações em problemas onde a turbulência é anisotrópica e não homogênea, pois permite considerar as variações espaciais dos coeficientes. A equação também mostra que os efeitos da difusão molecular e turbulenta são aditivos, embora, na prática, seja costume desprezar os efeitos da difusividade molecular que são consideravelmente menores.

2.3.1- Análise de Taylor

Uma teoria da difusão turbulenta de reconhecida importância foi apresentada por Taylor (TAYLOR, 1921). Taylor demonstrou que em um escoamento turbulento unidimensional, tendo velocidade média nula com relação a um referencial móvel e apresentando turbulência homogênea e estacionária, a variância de uma nuvem de partículas em espalhamento, tomada como a média de uma série de experimentos, cresce linearmente com o tempo, depois de decorrido um tempo suficientemente longo contado a partir do lançamento das partículas. Esta conclusão, análoga àquela formulada pela Eq. (2.16) para o caso molecular, permitiu que se estabelecessem formulações também para a difusividade turbulenta.

Um desenvolvimento resumido da análise de Taylor é feito a partir da consideração do escoamento turbulento em tubo infinitamente longo e de seção constante, onde a turbulência pode ser considerada homogênea e estacionária. Em tais circunstâncias, a posição de uma partícula com relação a um referencial que se move com a velocidade média do escoamento é dada por

$$\xi(t) = \int_0^t u' dt. \quad (2.48)$$

Considerando-se dois instantes subsequentes t_1 e t_2 , para a mesma partícula escreve-se

$$\xi^2(t) = \left(\int_0^t u' dt_1 \right) \left(\int_0^t u' dt_2 \right) = \int_0^t \int_0^t u'(t_1) u'(t_2) dt_1 dt_2. \quad (2.49)$$

Com um grande número de experimentos, as observações das velocidades da partícula em instantes t_1 e t_2 permitem escrever para a média do conjunto de experimentos (símbolo $\langle \rangle$):

$$\langle \xi^2(t) \rangle = \int_0^t \int_0^t \langle u'(t_1) u'(t_2) \rangle dt_1 dt_2. \quad (2.50)$$

Desde que a turbulência seja estacionária, esta média deve depender apenas da diferença entre t_1 e t_2 . Com isto, Taylor definiu um coeficiente de correlação, também conhecido como *função de auto-correlação de Lagrange* das velocidades turbulentas, na forma

$$\mathfrak{R}(t_2 - t_1) = \frac{\langle u'(t_1) u'(t_2) \rangle}{\langle u'^2 \rangle}, \quad (2.51)$$

sendo $\langle u'^2 \rangle = \langle u'(0) u'(0) \rangle$ a velocidade média quadrática, suposta constante, cuja raiz quadrada é conhecida como *intensidade da turbulência*.

Introduzindo-se a Eq. (2.51) em (2.50), tem-se

$$\langle \xi^2(t) \rangle = \langle u'^2 \rangle \int_0^t \int_0^t \mathfrak{R}(t_2 - t_1) dt_1 dt_2. \quad (2.52)$$

Com a realização de uma transformação de variáveis, do tipo $t_2 = t_1 + \tau$ e $t' = (t_1 + t_2)/2$ (Fischer et al., 1979), e integrando com relação a t' , encontra-se

$$\langle \xi^2(t) \rangle = 2 \langle u'^2 \rangle \int_0^t (t - \tau) \mathfrak{R}(\tau) d\tau. \quad (2.53)$$

Considerando a Eq. (2.53), dois casos limites são discutidos. Para tempos muito curtos após a liberação das partículas existe uma forte associação linear entre $u'(t_1)$ e $u'(t_1 + \tau)$, de modo que $\mathfrak{R}(\tau) \cong 1$. Neste limite, levando $\mathfrak{R}(\tau) = 1$ na Eq. (2.53), obtém-se

$$\langle \xi^2(t) \rangle = \langle u'^2 \rangle \cdot t^2. \quad (2.54)$$

Por outro lado, para valores grandes de tempo, a associação linear entre $u'(t_1)$ e $u'(t_2)$ torna-se cada vez mais fraca, tendendo, no limite, quando $t \rightarrow \infty$, a $\lim_{\tau \rightarrow \infty} \mathfrak{R}(\tau) = 0$. Admitindo-se que, para t grande, $\int_0^t \mathfrak{R}(\tau) d\tau$ e $\int_0^t \tau \mathfrak{R}(\tau) d\tau$ tendam para valores limites constantes, escreve-se para a Eq. (2.53)

$$\langle \xi^2(t) \rangle = 2\langle u'^2 \rangle t \cdot T_x + \text{constante}, \quad (2.55)$$

onde

$$T_x = \int_0^\infty \mathfrak{R}(\tau) d\tau \quad (2.56)$$

é a integral conhecida como *escala de tempo lagrangeana*.

Derivando a Eq. (2.55) com relação ao tempo, produz-se

$$\frac{d\langle \xi^2(t) \rangle}{dt} = 2\langle u'^2 \rangle T_x. \quad (2.57)$$

A semelhança entre a conclusão acima e aquela representada pela Eq.(2.16) para o caso molecular, sugere que podem ser estabelecidas formulações análogas para a definição de uma difusividade turbulenta. Com efeito, se a derivada da Eq. (2.16) com relação ao tempo é comparada com a Eq. (2.57) obtém-se um novo coeficiente de difusão,

$$\varepsilon_x = \langle u'^2 \rangle \cdot T_x, \quad (2.58)$$

sendo, agora, ε_x um coeficiente de difusão turbulenta (longitudinal).

Considerando-se a definição de uma *escala de comprimento lagrangeana*, ℓ_L , como

$$\ell_L^2 = \langle u'^2 \rangle T_x^2 \quad (2.59)$$

a Eq. (2.58) pode ser reescrita na forma

$$\varepsilon_x = \sqrt{\langle u'^2 \rangle} \cdot \ell_L. \quad (2.60)$$

Com base na Eq. (2.60), que é resultante do desenvolvimento da análise de Taylor, conclui-se que o coeficiente de difusão turbulenta ϵ_x é dado pela multiplicação da *intensidade da turbulência* pela *escala de comprimento lagrangeana*.

Nesta representação, a *escala de comprimento lagrangeana* deve ser vista como uma medida da distância que a partícula deve percorrer para que a influência das condições iniciais torne-se desprezível. Isto representa uma restrição à aplicabilidade da Eq. (2.60): o coeficiente de difusão turbulenta somente poderá ser definido após decorrido um intervalo de tempo suficientemente grande, quando o processo não mais for afetado pelas condições iniciais.

2.3.2 - Difusão Turbulenta em Canais

Em escoamentos em canais, a aplicação da Eq. (2.60) é útil apenas por servir de base para a obtenção de uma estimativa da magnitude do coeficiente de difusão turbulenta. Isto se deve ao fato de que as condições de estacionaridade e homogeneidade da turbulência são praticamente impossíveis de serem obtidas em escoamentos naturais, pois as presenças de contornos sólidos e da subcamada viscosa tendem a amortecer a intensidade das flutuações turbulentas.

ELDER (1959), estendendo a análise de Taylor (TAYLOR, 1954) originalmente desenvolvida para condutos forçados, considerou o escoamento da água em um canal reto, de profundidade constante e grande largura, e admitiu também ser esse um caso de turbulência homogênea e estacionária, onde, portanto, a Eq. (2.60) poderia ser aplicada. Em tais circunstâncias, se o traçador é lançado pontualmente no escoamento, após algum tempo a sua nuvem terá se estendido sob toda a profundidade e, a partir daí, continuará a crescer na direção do comprimento e da largura do canal. Este fato sugeriu considerar a *escala de comprimento lagrangeana* igual à profundidade h do escoamento.

FISCHER et al. (1979), com base em trabalhos experimentais de diferentes pesquisadores, consideraram a intensidade da turbulência proporcional à tensão de cisalhamento junto à parede, τ_0 , ou mais propriamente, por razões dimensionais, proporcional à velocidade de cisalhamento, u_* . Para o escoamento em canais largos, $R_H \cong h$, e

$$u_* = \sqrt{\frac{\tau_0}{\rho}} = \sqrt{g R_H S} \cong \sqrt{g h S}, \quad (2.61)$$

sendo R_H o raio hidráulico, S a declividade do canal e ρ a massa específica da água.

Feitas as considerações acima, e com base em um modelo representado pela Eq. (2.60), então, para o escoamento idealizado em um canal de grande largura e profundidade constante, o coeficiente de difusão turbulenta deverá ser proporcional a $(u_* \cdot h)$. Contudo, é de se esperar que a turbulência não seja isotrópica, basicamente em função da presença dos contornos horizontais, de superfície e de fundo do canal.

2.3.2.1 - Difusão Turbulenta na Direção Vertical

Uma expressão para o coeficiente de difusão turbulenta na direção vertical, ε_y , pode ser obtida analiticamente em um canal de largura infinita e profundidade constante (FISCHER et al., 1979). Para isto, emprega-se a analogia de Reynolds, segundo a qual são iguais as taxas de difusão turbulenta de massa e momentum, uma vez que se admite que as mesmas flutuações turbulentas que difundem o traçador também difundem o momentum. Uma verificação da similaridade entre as transferências de massa e momentum foi feita por JOBSON & SAYRE (1970), que encontraram um valor aproximadamente igual a 1,0 para o número de Schmidt turbulento, isto é, $Sc_t = \nu_t/\varepsilon_t \cong 1$, como resultado de uma investigação experimental.

Em um canal largo, no qual existe um escoamento turbulento em regime permanente e uniforme, o transporte vertical de momentum se faz segundo a taxa

$$\tau = \rho \nu_y \frac{d\bar{u}}{dy}, \quad (2.62)$$

sendo

τ = tensão de cisalhamento a uma distância y do fundo do canal, $L^{-1}MT^{-2}$;

ρ = massa específica, $L^{-3}M$;

ν_y = coeficiente de viscosidade cinemática turbulenta, L^2T^{-1} ;

\bar{u} = velocidade (média temporal) longitudinal, LT^{-1} .

Para o escoamento bidimensional esquematicamente representado pela Figura (2.5), é admitido um perfil logarítmico de velocidade da forma

$$\bar{u} = U + \frac{u_*}{\kappa} \left[1 + \ln \left(\frac{y}{h} \right) \right], \quad (2.63)$$

sendo κ a constante de von Karman, em geral admitida como aproximadamente igual a 0,4 para escoamento não estratificado e isento de sedimentos suspensos, u_* a velocidade de atrito definida pela Eq. (2.61) e

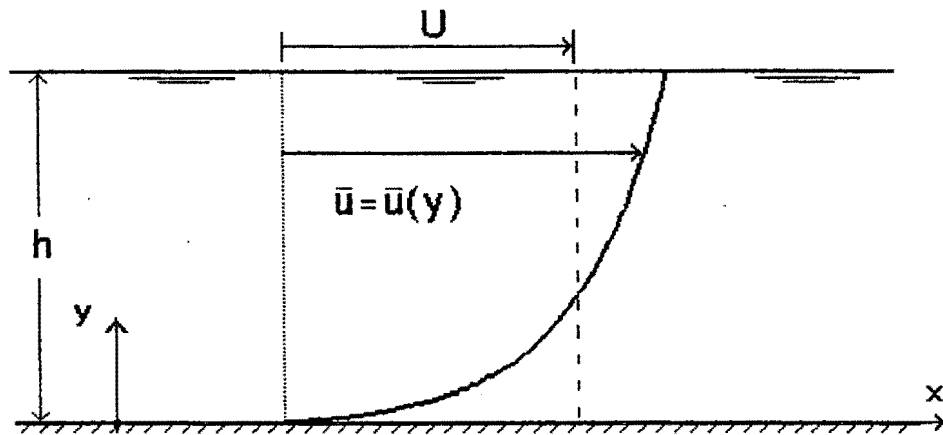


Figura 2.5 - Corte longitudinal em um canal uniforme e perfil logarítmico de velocidade.

$$U = \frac{1}{h} \int_0^h \bar{u} \, dy \quad (2.64)$$

a velocidade média na seção transversal.

Considerando-se o equilíbrio de forças necessário para assegurar a uniformidade do movimento da água no canal, pode-se escrever

$$\tau = \rho g S (h - y). \quad (2.65)$$

Então, quando combinadas as Eqs. (2.62), (2.63) e (2.65), resulta em uma expressão para v_y que, de acordo com a analogia de Reynolds, deve servir também para representar ε_y . Esta expressão resultante é da forma

$$v_y = \varepsilon_y = \kappa \frac{y}{h} \left(1 + \frac{y}{h} \right) u_* \cdot h. \quad (2.66)$$

Tomando-se a média na direção vertical, tem-se

$$\bar{\varepsilon}_y = \frac{1}{h} \int_0^h \varepsilon_y \, dy = \frac{\kappa}{6} u_* \cdot h \cong 0,067 u_* \cdot h, \quad (2.67)$$

que é a expressão do valor médio do coeficiente de difusão turbulenta vertical em um canal de largura infinita.

2.3.2.2 - Difusão Turbulenta na Direção Transversal em Canal Retangular

Para o movimento uniforme da água em um canal retangular e reto, inexistente um modelo matemático descritivo da variação transversal (em z) do campo de velocidade longitudinal do escoamento. Por isso, a abordagem que usa a analogia de Reynolds não pôde ser utilizada para a obtenção do coeficiente de difusão turbulenta transversal, ou lateral, ε_z . Como consequência da ausência de um procedimento analítico, as avaliações que são conduzidas para a análise do comportamento do coeficiente ε_z ficam quase sempre restritas às observações de caráter experimental.

ELDER (1959), num experimento conduzido numa calha de 1 cm de profundidade, encontrou

$$\frac{\varepsilon_z}{u_* h} = 0,23, \quad (2.68)$$

que é um valor três vezes maior do que aquele que seria esperado obter sob a hipótese de isotropia, apoiando-se no resultado obtido analiticamente para a difusão turbulenta vertical (Eq. 2.67).

LAU & KRISHNAPPAN (1977), também em função da ausência de uma relação teórica para ε_z , utilizaram a análise dimensional no exame das variáveis admitidas como relevantes. Consideraram que, mesmo em canais retangulares e retos, a distribuição de concentração deveria ser governada pela ação combinada da difusão turbulenta e das correntes secundárias. Assim, admitiram que no escoamento em canal retangular e reto, os parâmetros que afetam o coeficiente de difusão turbulenta lateral seriam a velocidade média na seção transversal U , a profundidade h , a largura B , a velocidade de cisalhamento u_* , e as propriedades físicas da água, representadas pela massa específica ρ e viscosidade μ . Com isto, propuseram a relação

$$\varepsilon_z = \Phi(U, h, B, u_*, \rho, \mu), \quad (2.69)$$

e obtiveram a adimensionalização da expressão (2.69) na forma

$$\frac{\varepsilon_z}{u_* h} = \Phi\left(\frac{u_*}{U}, \frac{B}{h}, \frac{\rho u_* h}{\mu}\right). \quad (2.70)$$

Lau & Krishnappan postularam que para escoamentos completamente turbulentos em canais rugosos, o efeito da viscosidade poderia ser desprezado, e escreveram

$$\frac{\varepsilon_z}{u_* h} = \varphi\left(f, \frac{B}{h}\right), \quad (2.71)$$

em que

$$f = 8 \left(\frac{u_*}{U}\right)^2 \quad (2.72)$$

é o fator de atrito da fórmula universal de perda de carga (ou coeficiente de Darcy-Weissbach). A expressão (2.71) deveria, então, ser a tradução do fato de que a tensão de cisalhamento gera a turbulência no escoamento, enquanto a razão largura/profundidade afeta a corrente secundária no canal.

LAU & KRISHNAPPAN (1977) investigaram a variação do coeficiente de difusão turbulenta transversal a partir de 72 resultados de experimentos, seus e de outros pesquisadores, conduzidos em canais de laboratório retangulares e retos. Concluíram que o transporte difusivo transversal é mais sensível à intensidade do que à escala da turbulência, ou seja, o efeito de u_* sobre ε_z é superior ao efeito de h . Complementarmente, postularam que o mecanismo dominante no espalhamento transversal do traçador é devido às correntes secundárias, cuja geração deveria estar relacionada à razão largura/profundidade do canal.

A partir dos resultados experimentais e de análises gráficas, Lau & Krishnappan sugeriram que um coeficiente de difusão turbulenta transversal, adimensional, que utiliza a largura em lugar da profundidade, representa melhor a base de dados experimentais considerada. A título de ilustração, os gráficos dos coeficientes adimensionais, $\varepsilon_z/(u_* h)$ e $\varepsilon_z/(u_* B)$, em função de B/h , são mostrados nas Figuras (2.6) e (2.7), construídas a partir dos dados fornecidos por LAU & KRISHNAPPAN (1977).

FISCHER et al. (1979), analisando a mesma base de dados de Lau & Krishnappan, observaram que, embora um menor espalhamento dos dados seja conseguido com um gráfico de $\varepsilon_z/(u_* B)$ versus B/h , a extensa faixa numérica dos valores de $\varepsilon_z/(u_* B)$ torna difícil o uso prático deste parâmetro. Destacam, ainda, a dificuldade associada ao controle da geração de correntes secundárias, e concluem que o melhor a ser feito, para fins práticos, para canais retangulares e retos, é considerar a relação

$$\frac{\varepsilon_z}{u_* h} = 0,15 \pm 50\%. \quad (2.73)$$

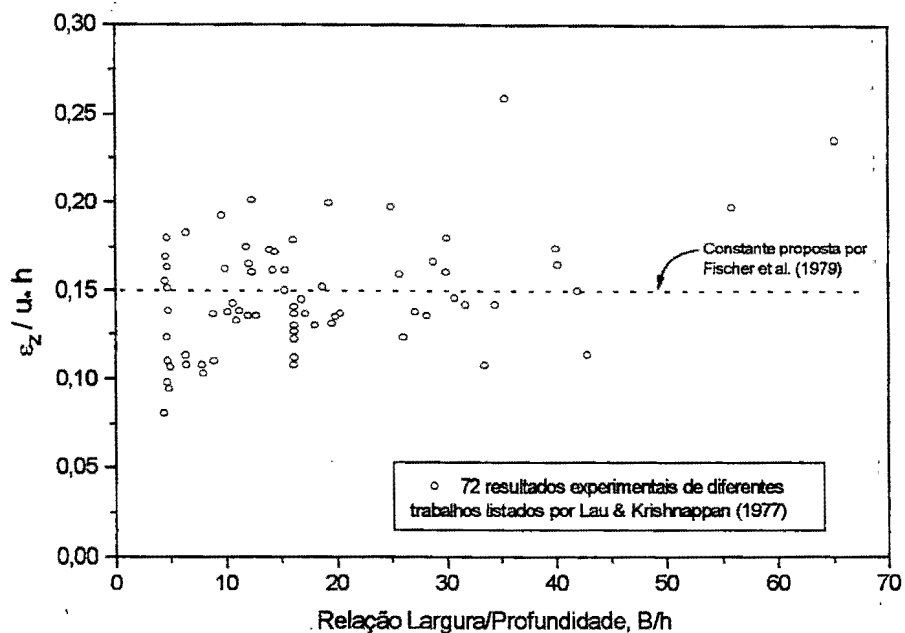


Figura 2.6 - Variação do coeficiente de difusão turbulenta adimensional, $\epsilon_z/(u \cdot h)$, em função da razão largura/profundidade do canal. Dados compilados de LAU & KRISHNAPPAN (1977).

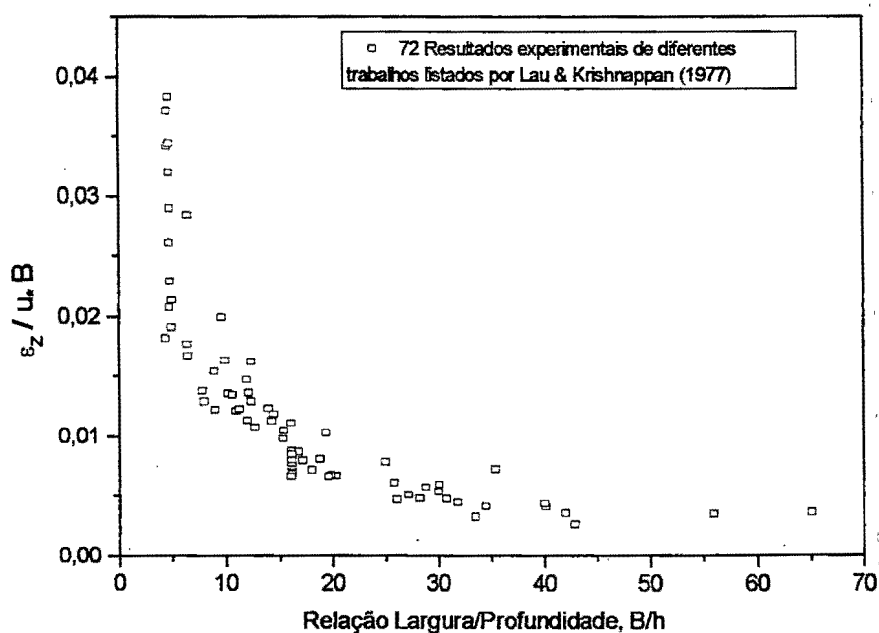


Figura 2.7 - Variação do coeficiente de difusão turbulenta adimensional, $\epsilon_z/(u \cdot B)$, em função da razão largura/profundidade do canal. Dados compilados de LAU & KRISHNAPPAN (1977).

Nesta expressão, a incerteza proposta por Fischer et al. é uma tentativa de representar o espalhamento dos dados que, praticamente, estiveram compreendidos na faixa de $0,1 \leq \varepsilon_z/u_*h \leq 0,2$, conforme ilustrado pela Figura (2.6).

EIGER*, citado por EIGER (1991), efetuou uma revisão dos ensaios e resultados de estudos conduzidos por diferentes pesquisadores, que também foram considerados por Lau & Krishnappan, e concluiu que a influência da relação B/h nem sempre foi significativa. Eiger cita a importância da forma e dimensões dos elementos rugosos sobre os resultados observados. Credita a dispersão da Eq. (2.73) a diferentes causas, como a influência da forma da injeção do traçador, as condições de entrada do escoamento nos canais e o correspondente estágio de desenvolvimento da camada limite, e o próprio comprimento do canal.

WEBEL & SCHATZMANN (1984) apresentam os resultados de 63 testes conduzidos em laboratório. Com base nestes experimentos, concluíram que em canais retangulares e retos, o efeito da turbulência sobre o coeficiente de difusão turbulenta transversal era superior àquele devido a correntes secundárias, excetuando-se os casos em que a relação profundidade/largura era pequena. Esta conclusão contrária, de certa forma, aquela formulada por Lau & Krishnappan.

Webel & Schatzmann apresentaram os resultados para o coeficiente $\varepsilon_z/(u_*h)$ em função do regime do escoamento. Para escoamento hidraulicamente rugoso, propuseram

$$\frac{\varepsilon_z}{u_*h} = 0,13, \quad (2.74)$$

que se aproxima do resultado da Eq. (2.73) de FISCHER et al. (1979), enquanto que para escoamento turbulento hidraulicamente liso e para a transição liso-rugosa, verificaram que $\varepsilon_z/(u_*h)$ aumenta com o decréscimo do fator de atrito f . Os resultados dos experimentos de Webel & Schatzmann encontram-se lançados em gráficos de $\varepsilon_z/(u_*h)$ versus B/h e de $\varepsilon_z/(u_*h)$ versus f , na Figura (2.8).

*EIGER, S. *Some Aspects of Diffusion and Dispersion in Rectangular Open Channel Flow*. Berkeley, University of California, 1988, Ph. D. Thesis. Apud EIGER, S. *Qualidade da Água em Rios e Estuários*. In: *Hidrologia Ambiental, Parte II. Coleção ABRH de Recursos Hídricos*, v.3, EDUSP, 1991. 414 p.

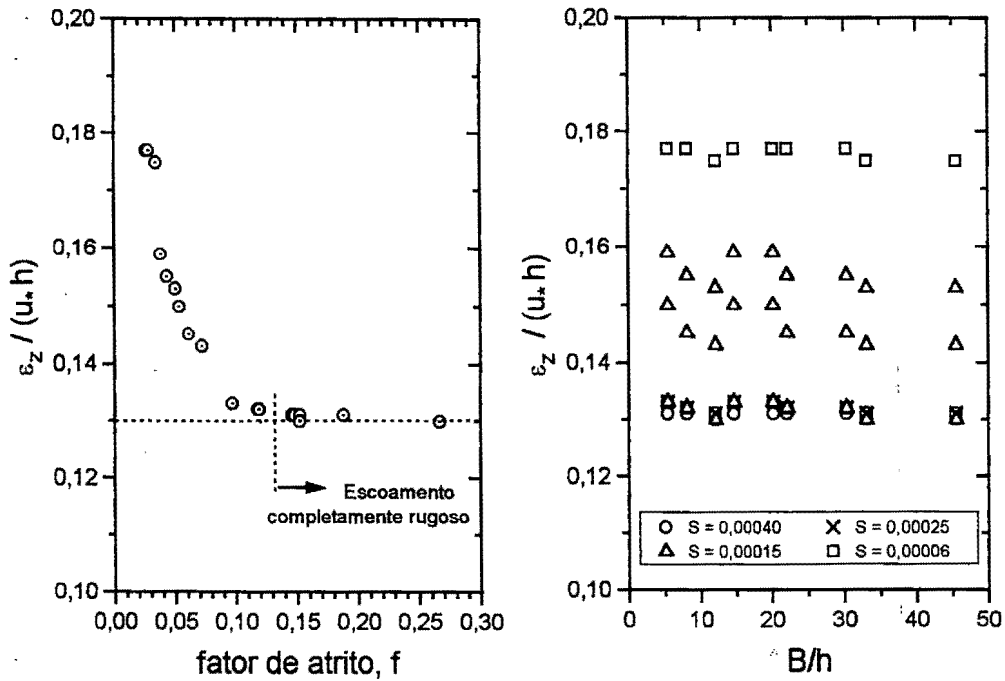


Figura 2.8 - Resultados para o coeficiente de difusão turbulenta transversal adimensional, obtidos dos experimentos de Webel & Schatzmann (1984).

2.3.2.3 - Difusão Turbulenta Transversal em Canais Irregulares

No item anterior, todos os dados apresentados, além das conclusões e considerações feitas, ficaram restritos ao caso particular do movimento permanente e uniforme da água em canal reto e de seção transversal retangular. Mesmo naqueles casos simples não foi possível exprimir uma relação bem definida do coeficiente de difusão turbulenta transversal em termos dos parâmetros que o afetam e que são relacionados às propriedades geométricas, cinemáticas e dinâmicas do escoamento. Contudo, as análises mostraram que, complementarmente ao espalhamento devido ao mecanismo da difusão turbulenta propriamente dito, existe ainda um espalhamento do traçador associado às correntes secundárias, que são geradas mesmo em canais retilíneos, com ambos os mecanismos produzindo efeitos que se superpõem.

Em canais irregulares, e entre estes incluem-se os canais naturais, em geral a profundidade do escoamento não é constante. Além disto, as irregularidades podem se apresentar na forma de curvas e modificações da seção transversal, que produzem conformações com reentrâncias e saliências nas paredes laterais. Essas irregularidades são capazes de gerar uma ampla variedade de movimentos

transversais, que afetam sensivelmente a mistura transversal de um traçador (FISCHER et al., 1979).

HOLLEY & ABRAHAM (1973) desenvolveram estudos em laboratório para investigar a influência de espigões laterais (saliências) sobre o coeficiente ε_z , utilizando um canal reto de profundidade constante. Destes estudos obtiveram valores de $\varepsilon_z/(u_*h)$ entre 0,3 e 0,5. Holley & Abraham registraram, ainda, os resultados obtidos em um modelo de rio com curvas suaves, além de espigões laterais, onde os valores de $\varepsilon_z/(u_*h)$ foram além do limites anteriores, ficando entre 0,45 e 0,77.

Conforme apontam FISCHER et al. (1979), embora os resultados obtidos por Holley & Abraham não permitam que se tirem conclusões definitivas acerca da variação de ε_z com o tamanho das irregularidades, eles mostram que estas irregularidades atuam no sentido de magnificar o coeficiente de mistura lateral.

YOTSUKURA & COBB (1972) apresentaram valores de $\varepsilon_z/(u_*h)$, medidos em três cursos d'água naturais retos, variando de 0,2 a 0,3. Em um outro canal natural exibindo curvas suaves, Yotsukura & Cobb observaram que o coeficiente de difusão turbulenta transversal experimentava um aumento na direção longitudinal, no sentido do movimento. Este fato estaria de acordo com a observação geral de que a presença de curvas em um canal produz valores consideravelmente maiores de ε_z , devido a correntes secundárias: em uma curva, as forças inerciais induzem, no nível da superfície, um escoamento em direção à margem externa, gerando, próximo ao fundo, um escoamento de compensação no sentido contrário.

Para estimar o efeito de uma curva sobre o coeficiente ε_z , FISCHER (1969) desenvolveu um modelo matemático segundo o qual

$$\frac{\varepsilon_z}{u_*h} \propto \left(\frac{U}{u_*}\right)^2 \cdot \left(\frac{h}{r_c}\right)^2, \quad (2.75)$$

onde r_c é o raio de curvatura. Utilizando uma calha de laboratório com curvatura constante, Fischer propôs uma constante de proporcionalidade para a expressão (2.75) próxima de 25.

FISCHER et al. (1979) destacam o fato de que a expressão (2.75) foi desenvolvida sob a consideração de uma curva de comprimento infinito. Observam que a prática, de acordo com dados obtidos por outros pesquisadores e constantes da literatura, tem mostrado que em canais com meandros o coeficiente ε_z cresce no sentido de montante para jusante em uma curva, conforme fora apontado por YOTSUKURA & COBB (1972).

Como forma de melhorar a expressão de Fischer, YOTSUKURA & SAYRE (1976), com base em resultados de estudos de campo e laboratório, propuseram a multiplicação do segundo membro da expressão (2.75) por $(B/h)^2$, sendo B a largura do escoamento na superfície.

Reconhecendo que o conhecimento relativo à taxa de mistura transversal era insatisfatório, FISCHER et al. (1979) sugeriram que, para fins práticos, poder-se-ia adotar para a previsão do coeficiente de difusão turbulenta transversal, em canais naturais, uma relação do tipo

$$\frac{\varepsilon_z}{u_* h} = 0,60 \pm 50\%. \quad (2.76)$$

Contudo, destacaram que a aplicação da Eq. (2.76) deveria ficar restrita aos cursos d'água ligeiramente sinuosos. Consideraram, com base nos trabalhos de Yotsukura & Sayre, que um escoamento ligeiramente sinuoso seria aquele em que

$$\frac{B U}{r_c u_*} < 2, \quad (2.77)$$

e observaram que o limite superior do valor do coeficiente da Eq.(2.76) deverá ser superado se o canal apresentar curvas acentuadas, com pequenos raios de curvatura ou, ainda, quando forem abruptas as variações da geometria do canal.

2.3.2.4 - Difusão Turbulenta na Direção Longitudinal

A turbulência, mesmo em canais retangulares e largos, com escoamento permanente e uniforme, é responsável apenas em pequena parte pelo processo de mistura que se verifica na direção longitudinal (FISCHER, 1969). Efetivamente, são os gradientes transversais de velocidade que mais contribuem para a mistura do traçador nesta direção.

ARIS (1956) mostrou que os coeficientes de difusão turbulenta longitudinal e de mistura provocada pelos gradientes transversais de velocidade são aditivos. Em conseqüência, baseado nesta constatação, o interesse prático associado à obtenção de um coeficiente de difusão turbulenta longitudinal tem sido quase nenhum, visto que, nesta direção, a mistura produzida por gradientes transversais de velocidade supera, em muito, a mistura devida à turbulência.

Na seção 2.4 é descrito o processo de mistura pela ação de gradientes transversais de velocidade, quando então é introduzido o conceito de dispersão longitudinal.

2.4 - Dispersão Longitudinal

2.4.1 - Conceituação

Em escoamentos turbulentos em condutos livres e forçados, a dispersão longitudinal foi definida como o mecanismo responsável pelo espalhamento de partículas de um traçador ou poluente, pela ação combinada da distribuição não uniforme do campo de velocidade (presença de gradientes de velocidade) na seção transversal e das flutuações turbulentas de velocidade (FISCHER, 1967).

Em condutos livres, sobretudo nos cursos d'água naturais, o conhecimento da capacidade do escoamento dispersar poluentes é de importância fundamental, particularmente em estudos voltados para o combate à poluição. Um importante parâmetro a caracterizar esta capacidade é conhecido como coeficiente de dispersão longitudinal, E_L . Este coeficiente está presente nos modelos de qualidade da água em rios e ribeirões, desenvolvidos para se fazer previsões da variação dessa qualidade ao longo do escoamento a grandes distâncias.

A introdução do conceito de dispersão longitudinal conduziu a simplificações no modelo matemático descritivo do processo de transporte de massa. Entretanto, essas simplificações somente são válidas quando respeitadas algumas condições de aplicabilidade associadas à própria definição do coeficiente de dispersão longitudinal.

A apresentação feita adiante tem o objetivo de servir de introdução ao assunto da dispersão longitudinal, permitindo definir o próprio coeficiente de dispersão bem como revelar os limites a serem observados para a sua aplicabilidade. Para isso, neste nível é permitido considerar o escoamento bidimensional, o que torna mais simples a matemática envolvida. A exposição é inicialmente feita tomando-se por base o trabalho de HOLLEY (1969), com uma abordagem que procura realçar o fato de que a difusão e a dispersão do constituinte são, em última análise, mecanismos de transporte advectivo.

Na descrição feita por HOLLEY (1969), é considerada a injeção do traçador em um instante $t=0$, em um escoamento uniforme bi-dimensional em um canal. O campo de velocidade (em termos da média temporal escrita na Eq. 2.41), $\bar{u} = \bar{u}(y)$, bem como o espalhamento do traçador, são qualitativamente representados na Figura 2.9. Esta figura mostra, ainda, a distribuição instantânea da concentração

referida a um tempo relativamente curto, representado por $t=t_1$, sobre uma vertical através da nuvem do traçador.

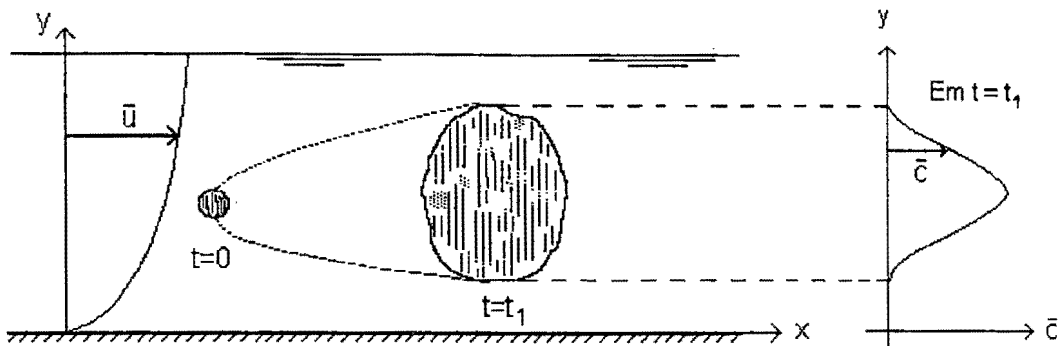


Figura 2.9 - Espalhamento de um traçador em um escoamento turbulento bidimensional (HOLLEY, 1969).

Conforme o traçador move-se para jusante, a concentração máxima na nuvem diminui continuamente, em consequência do seu espalhamento. Este espalhamento pode ser descrito por um modelo baseado na lei de Fick, como a Eq. (2.22), geral, ou ainda pela Eq. (2.47), que já exprime os campos de velocidade e concentração em termos de médias temporais. Nesta última forma, considerando-se a hipótese de bi-dimensionalidade, com a idealização que impõe a inexistência de gradientes transversais (horizontais) de concentração, a equação de transporte do traçador conservativo pode ser simplificada e escrita como

$$\frac{\partial \bar{c}}{\partial t} + \bar{u} \frac{\partial \bar{c}}{\partial x} = (D_m + \varepsilon_x) \frac{\partial^2 \bar{c}}{\partial x^2} + (D_m + \varepsilon_y) \frac{\partial^2 \bar{c}}{\partial y^2}. \quad (2.78)$$

Espalhando-se mais e mais, enquanto transportada para jusante, a nuvem terminará por preencher completamente a seção reta em algum instante, tal como $t=t_2$ na Figura 2.10.

Mais adiante, a partir de um instante $t=t_3$, praticamente não mais haverá variação significativa da concentração na direção y : diz-se, nestas circunstâncias, que ter-se-á atingido um estado de mistura completa. A partir de $t=t_3$, a variação da concentração ocorrerá praticamente em uma dimensão, segundo a direção longitudinal.

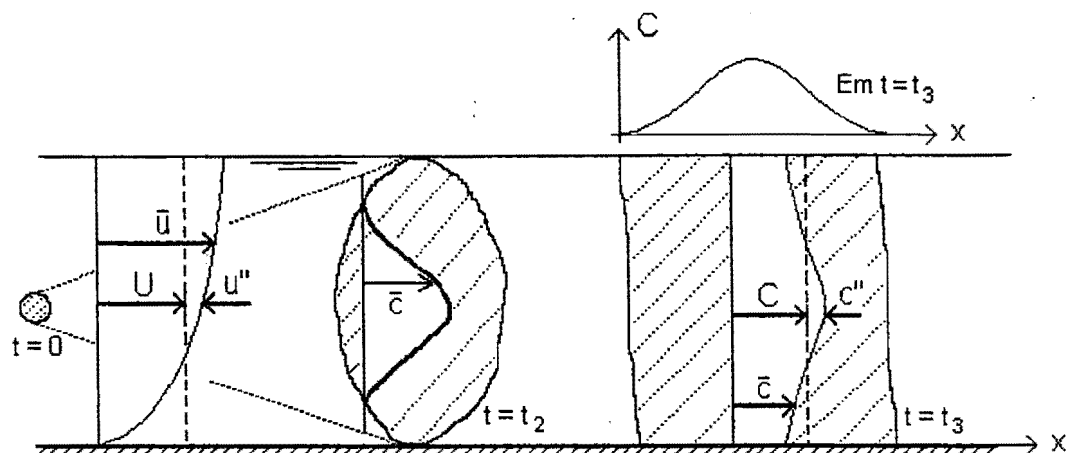


Figura 2.10 - Representação esquemática da evolução da distribuição de concentração até atingir as condições de transporte unidimensional do traçador (HOLLEY, 1969).

Deve ser observado que, após a mistura completa ter sido obtida, o uso da Eq. (2.78) para a descrição do fenômeno passa a trazer mais informações do que é requerido, já que esta equação descreve a variação de \bar{c} com x e y .

Uma equação simplificada, suficiente para descrever o problema unidimensional quando $t \geq t_3$, pode ser obtida a partir da definição de

$$\bar{c} = \bar{\bar{c}} + c'' = C + c'' \quad (2.79)$$

e

$$\bar{u} = \bar{\bar{u}} + u'' = U + u'' \quad (2.80)$$

onde $\bar{\bar{c}} = C$ e $\bar{\bar{u}} = U$ são os valores médios espaciais, referidos à seção transversal, da concentração e da velocidade do escoamento, respectivamente, e as quantidades c'' e u'' são os desvios (espaciais) correspondentes, em conformidade com a representação feita na Figura 2.10. Como propriedade fundamental, os desvios u'' e c'' apresentam médias espaciais nulas na seção transversal.

Substituindo-se, na Eq. (2.78), os valores de \bar{c} e \bar{u} conforme dados pelas Eqs. (2.79) e (2.80), e tomando-se a média na seção transversal do escoamento, encontra-se

$$\frac{\partial C}{\partial t} + U \frac{\partial C}{\partial x} = (D_m + \epsilon_x) \frac{\partial^2 C}{\partial x^2} + \frac{\partial}{\partial x} \left(-\overline{u'' c''} \right) \quad (2.81)$$

com a barra dupla indicando uma média na seção transversal.

Na Eq. (2.81), a quantidade $-\overline{u''c''}$ representa a taxa média de transporte de massa, por unidade de área, que se deve à advecção associada aos desvios espaciais das quantidades médias. Admitindo-se que este termo de transporte possa ser representado por um modelo como a lei de Fick, a advecção associada a u'' deverá ser proporcional ao gradiente longitudinal de C ; u'' deverá produzir um espalhamento simétrico do traçador com relação a um referencial que se move com a velocidade média U do escoamento, o que está de acordo com o requerido pela análise de Taylor, que novamente se aplica. Ou, ainda, por razões de conveniência, já descontando-se os efeitos da difusão molecular e turbulenta,

$$-\overline{u''c''} + (D_m + \varepsilon_x) \frac{\partial C}{\partial x} = E_L \frac{\partial C}{\partial x}, \quad (2.82)$$

sendo E_L o coeficiente de dispersão longitudinal, e o transporte representado pela Eq. (2.82) conhecido como dispersão longitudinal.

Combinando-se as Eqs. (2.81) e (2.82), obtém-se

$$\frac{\partial C}{\partial t} + U \frac{\partial C}{\partial x} = E_L \frac{\partial^2 C}{\partial x^2}, \quad (2.83)$$

que é a equação da advecção-difusão na forma unidimensional.

A Eq. (2.83) pode ser reduzida à forma da equação da difusão pura, unidimensional, mediante uma transformação como aquela representada pela Eq. (2.23). A sua solução já foi discutida no item 2.2.1 - caso 1, podendo no presente caso ser escrita como

$$C(x,t) = \frac{M}{A\sqrt{4\pi E_L t}} \exp\left[-\frac{(x-Ut)^2}{4E_L t}\right], \quad (2.84)$$

sendo M a massa da substância conservativa dispersando, injetada instantaneamente no canal em $x=0$ e $t=0$, e A a área da seção transversal ao escoamento. A Eq. (2.84), para um tempo fixo, tem a forma de uma distribuição gaussiana da concentração C em função da posição longitudinal x . As suas propriedades foram apresentadas no item 2.1.3, para a Eq. (2.14). Aqui, novamente, a variância da distribuição espacial da concentração, definida pela razão do momento de segunda ordem pelo momento de ordem zero, aumenta linearmente com o tempo.

2.4.2 - O Coeficiente de Dispersão Longitudinal e a Análise de Taylor

Uma expressão para o coeficiente de dispersão longitudinal da Eq.(2.83) foi pela primeira vez obtida por Taylor (TAYLOR, 1953) para escoamento laminar em tubo longo e reto, e mais tarde para o escoamento turbulento, também em tubo longo e reto, por uma extensão da análise anterior efetuada pelo próprio Taylor (TAYLOR, 1954).

Os principais resultados obtidos por Taylor foram posteriormente deduzidos por Aris (ARIS, 1956). Utilizando o método dos momentos, Aris efetuou sua análise em condições mais gerais, considerando a seção reta de forma genérica, e provou que os efeitos da dispersão e da difusão são aditivos.

Uma breve apresentação das análises de Taylor e Aris é também encontrada em FISCHER et al. (1979). Aqui, são resumidamente apresentados os principais resultados da análise de Taylor.

Para o escoamento laminar, Taylor (1953) mostrou que quando se atinge a condição de um balanço entre os transportes advectivo e difusivo, com relação a um plano que se move com a velocidade média do escoamento, é válida a relação

$$u'' \frac{\partial C}{\partial \xi} = D_m \frac{\partial^2 c''}{\partial y^2}, \quad (2.85)$$

com ξ representando o sistema de coordenadas cuja origem se move com a velocidade média do escoamento ($\xi = x - Ut$), e as demais grandezas conforme já definidas.

A solução para c'' da Eq. (2.85) é encontrada por integrações sucessivas em y :

$$c'' = \frac{\partial C}{\partial \xi} \int_0^y \frac{1}{D_m} \left(\int_0^y u'' dy \right) dy. \quad (2.86)$$

Ainda para o escoamento laminar, a expressão para o coeficiente de dispersão pôde ser encontrada a partir da quantificação da massa do traçador que, na unidade de tempo, atravessa uma seção reta que se move com a velocidade média do escoamento, e do estabelecimento de uma analogia entre este resultado e aquele conhecido para o fenômeno da difusão molecular. Esta taxa de transporte é dada por

$$\dot{M} = \int_A u'' c'' dA \quad (2.87)$$

sendo A a área da seção reta. Por conveniência, considerando-se a hipótese de bidimensionalidade imposta nesta análise, a taxa de transporte é calculada por unidade de largura da canalização, \dot{M}_z :

$$\dot{M}_z = \int_0^h u'' c'' dy. \quad (2.88)$$

Substituindo-se a Eq. (2.86) em (2.88), tem-se

$$\dot{M}_z = \frac{\partial C}{\partial \xi} \int_0^h u'' \left[\int_0^y \frac{1}{D_m} \left(\int_0^y u'' dy \right) dy \right] dy. \quad (2.89)$$

A analogia com o caso da difusão molecular representado pela Eq. (2.1), permitiu definir o coeficiente de transporte global, E_L , denominado coeficiente de dispersão longitudinal:

$$j = \frac{1}{A} \dot{M} = \frac{\dot{M}_z}{h} = -E_L \frac{\partial C}{\partial \xi}. \quad (2.90)$$

Assim, quando comparadas as Eq. (2.89) e (2.90), encontra-se

$$E_L = -\frac{1}{h} \int_0^h u'' \left[\int_0^y \frac{1}{D_m} \left(\int_0^y u'' dy \right) dy \right] dy, \quad (2.91)$$

que é a expressão para o coeficiente de dispersão longitudinal em um escoamento laminar bidimensional.

A extensão do resultado para o escoamento turbulento é aqui dada de forma imediata e foi feita por Taylor em 1954. Para o caso turbulento, o coeficiente de difusão turbulenta substitui o coeficiente de difusão molecular, e a Eq. (2.85) é reescrita na forma

$$u'' \frac{\partial C}{\partial \xi} = \frac{\partial}{\partial y} \left(\epsilon_y \frac{\partial c''}{\partial y} \right), \quad (2.92)$$

que permite que seja levada em conta a possibilidade de variação do coeficiente de difusão turbulenta, ε_y , com a posição.

Por um raciocínio análogo ao empregado no caso molecular, o coeficiente de dispersão longitudinal para o caso turbulento é prontamente apresentado:

$$E_L = -\frac{1}{h} \int_0^h u'' \left[\int_0^y \frac{1}{\varepsilon_y} \left(\int_0^y u'' dy \right) dy \right] dy. \quad (2.93)$$

A Eq. (2.93) evidencia o efeito do gradiente do campo de velocidade sobre o coeficiente E_L . Por esta equação, quanto maior a não uniformidade do campo de velocidade, medida pela quantidade u'' , maior o efeito da dispersão longitudinal no espalhamento do traçador. Uma medida da intensidade dessa não uniformidade, em analogia com a avaliação da intensidade das flutuações turbulentas, pode ser fornecida pela raiz média quadrática dos desvios do campo de velocidade com relação ao seu valor médio, $\sqrt{\overline{u''^2}}$:

$$\sqrt{\overline{u''^2}} = \left(\frac{1}{h} \int_0^h u''^2 dy \right)^{1/2} = \left[\frac{1}{h} \int_0^h (\bar{u} - U)^2 dy \right]^{1/2}. \quad (2.94)$$

Ainda sobre a Eq.(2.93), esta tem o mérito de mostrar o efeito da difusividade turbulenta sobre o coeficiente E_L . Analisando a Eq. (2.92), precedente, conclui-se que valores elevados da difusividade, que correspondem a um processo difusivo intenso, agem no sentido de eliminar os gradientes transversais de concentração. Esta ação, como que a minimizar o efeito de u'' no espalhamento do traçador, se traduz numa redução do coeficiente E_L ; com efeito, de acordo com a Eq. (2.93), o coeficiente de dispersão longitudinal varia inversamente com o coeficiente de difusão turbulenta transversal.

Para o escoamento completamente desenvolvido em um tubo, Taylor mostrou ser constante o coeficiente de dispersão adimensional, escrevendo seu resultado na forma

$$E_L = 10,1 \cdot a \cdot u_* \quad (2.95)$$

onde a representa o raio do tubo e $u_* = \sqrt{\tau_0/\rho}$ é a velocidade de atrito.

2.4.3 - Condições de Aplicabilidade do Conceito de Dispersão Longitudinal

De acordo com a Eq. (2.83), a substância transportada comporta-se de forma difusiva ao longo da direção longitudinal do escoamento, com um coeficiente de difusão que recebe a denominação particular de coeficiente de dispersão longitudinal. Com relação à forma unidimensional desta equação diferencial descritiva do fenômeno de transporte por advecção e dispersão, destaca-se o fato de que o seu uso é limitado às situações em que o traçador preenche completamente a seção transversal. E, mais que isso, a sua aplicabilidade deverá estar condicionada ao atendimento da condição de mistura adequada na seção transversal. Esta condição, de acordo com o critério de mistura completa descrito na seção 2.4.1 deste trabalho, e visualizado através do esquema ilustrativo da Figura 2.10, exige que seja observada uma distribuição praticamente uniforme da concentração na seção transversal, que impõe que $c'' \ll C$.

Em consequência desta restrição, o emprego conveniente da Eq. (2.83) só deverá ser feito em trechos do escoamento localizados a distâncias suficientemente grandes a jusante da fonte do traçador.

FISCHER (1967) aponta que numa primeira etapa do processo de transporte, que se inicia com o lançamento do traçador, o efeito da advecção é dominante. Nesta etapa, denominada *fase advectiva*, *período inicial* ou *período de Fischer*, a distribuição longitudinal da concentração $C(x,t)$ afasta-se muito da normalidade, apresentando um forte gradiente na direção de jusante (frente) e uma longa cauda voltada para montante. Sob tais condições, a variância longitudinal da distribuição de concentração aumenta não linearmente com o tempo, fazendo com que a análise de Taylor não se aplique e um coeficiente de dispersão longitudinal constante não possa ser adequadamente obtido.

Somente após decorrido um intervalo de tempo suficientemente grande, quando a mistura completa na seção transversal é atingida, os efeitos da advecção e da difusão turbulenta tornam-se igualmente importantes; o transporte de massa devido a u'' torna-se simétrico com relação a um plano que se move com a velocidade média U , a variância da distribuição longitudinal de concentração passa a aumentar linearmente com o tempo, e a Eq. (2.83) passa a ser válida. A este período em que se justifica a aplicabilidade da Eq. (2.83) denomina-se *fase dispersiva*, *período de Taylor* ou *período fickiano*.

A título de ilustração, a Figura 2.11 mostra esquematicamente o comportamento, ao longo do tempo, da variância da distribuição longitudinal de concentração, σ_x^2 . Esta figura indica, de acordo com FISCHER (1967), um crescente

aumento da taxa de variação, $d\sigma_x^2/dt$, até o instante em que é atingido o período difusivo.

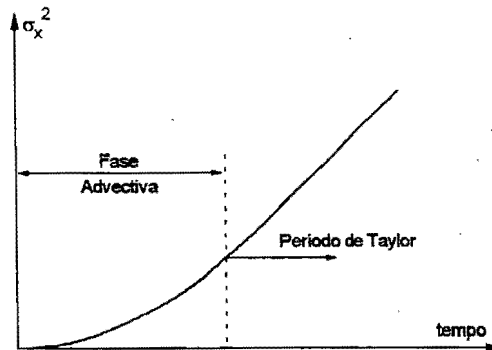


Figura 2.11 - Comportamento esquemático da variância longitudinal da distribuição da concentração ao longo do tempo, conforme TSAI & HOLLEY (1978).

2.4.3.1 - Comprimento Requerido para a Mistura Completa

Em termos práticos, quando se objetiva empregar a Eq. (2.83) defronta-se com o problema da definição da duração da fase advectiva ou, correspondentemente, da determinação da extensão do trecho L_0 , ao final do qual se inicia o período de Taylor.

Com base em uma análise dimensional, FISCHER (1967) apresenta uma expressão para a escala de tempo da duração da fase advectiva, chamada *escala de tempo euleriana*:

$$T' = \ell^2 / \epsilon_t, \quad (2.96)$$

sendo ℓ um comprimento característico da seção reta e ϵ_t um coeficiente de mistura transversal turbulenta. Nesta expressão, o comprimento ℓ representa a distância lateral na qual a mistura deve ocorrer para estabelecer a distribuição uniforme da concentração. Segundo Fischer, para canais naturais ℓ deve ser aproximadamente igual à distância do ponto de máxima velocidade superficial à margem mais distante. Para canais simétricos, $\ell = B/2$.

Como um critério prático, Fischer sugeriu considerar um tempo superior a $0,4T'$ para o final do período advectivo. Como consequência, em termos da

distância a jusante de uma fonte linear ou pontual, propôs a expressão para a avaliação do comprimento da fase advectiva,

$$L_0 = 1,8 \frac{\ell^2}{R_H} \times \frac{U}{u_*}, \quad (2.97)$$

que leva em conta a Eq. (2.68), de Elder, para o coeficiente de mistura turbulenta do denominador da Eq. (2.96).

Para um canal retangular e reto, de largura finita B, FISCHER et al. (1979) mostram que o comprimento requerido para a mistura completa, correspondente a uma injeção contínua na linha de centro do canal, vale

$$L_0 = 0,1 \frac{U \cdot B^2}{\varepsilon_z}. \quad (2.98)$$

Semelhante resultado, bem como a argumentação que o sustenta, já foi apresentado no item 2.2.1 (caso 4) deste trabalho, para a solução do problema análogo da difusão molecular; para o caso da mistura turbulenta, é suficiente substituir D_m por ε_z nas equações (2.36), (2.37) e (2.38). Da mesma forma, na abscissa da Figura 2.3b, que é a representação da Eq. (2.38), o coeficiente ε_z também deve substituir D_m .

O comprimento de mistura representado pela Eq. (2.98) corresponde à Eq. (2.97) quando ε_z é aquele proposto pela equação de Elder e, ainda, ao comprimento característico é atribuído o valor $\ell = B/2$ (injeção na linha de centro do canal uniforme).

Em complementação, se a injeção for feita junto à margem do canal, a distância lateral na qual a mistura deve ocorrer será $\ell = B$ (igual a duas vezes aquela esperada para a injeção na linha de centro). Considerada a dependência de L_0 com o quadrado da distância ℓ , Fischer et al. (1979) concluem que para uma injeção junto a uma das margens do canal o comprimento requerido para a mistura completa deverá ser igual a quatro vezes aquele obtido para a injeção centrada. Com efeito, argumentos similares àqueles do parágrafo anterior permitem escrever, com base na Eq. (2.97),

$$L_0 = 0,4 \frac{U \cdot B^2}{\varepsilon_z} \quad (2.99)$$

que deve ser válido para o caso da injeção feita junto à margem do canal.

TSAI & HOLLEY (1978), num estudo analítico voltado para comparações das variâncias temporais e espaciais da distribuição de concentração, obtiveram resultados, com o uso de diferentes perfis de velocidade, que mostram que o comprimento da fase advectiva em canais uniformes pode ser previsto pela Eq. (2.98), quando a injeção é feita instantaneamente por uma fonte plana. Já para o caso da injeção instantânea segundo uma fonte linear centrada, encontraram

$$L_0 \cong 0,12 \frac{U \cdot B^2}{\varepsilon_z} \quad (2.100)$$

Estes resultados, contudo, não têm sido rigorosamente verificados quando os estudos são feitos em canais naturais. Para estes casos, no item (2.4.5) faz-se uma discussão mais detalhada. Por ora, completa-se a discussão com a introdução dos resultados de apenas um experimento de campo.

DAY (1975), num estudo dirigido principalmente para o questionamento da validade dos resultados da análise de Taylor em cursos de água naturais, realizou um conjunto de 49 experimentos em rios de montanha da Nova Zelândia, em que foram determinados os comprimentos de mistura. Day mostra que os comprimentos de mistura medidos foram, em praticamente todos os casos, muito menores do que aqueles previstos pela Eq. (2.97). Adicionalmente, Day calculou os comprimentos de mistura adimensionalizados, dados pelo quociente das quantidades medidas L_0 e B , encontrando um valor médio igual a 18, com um desvio padrão de 7,3. Ainda como resultado destes cálculos, constatou que em 99% dos casos o comprimento de mistura medido se estendeu a no máximo 33 vezes a largura média do canal.

Com relação às discrepâncias entres os valores de L_0 medidos e calculados por Day, uma observação merece ser feita. Os resultados apresentados por Day poderiam, em parte, ser justificados pelo fato de que a equação de previsão adotada levou em conta o coeficiente de mistura turbulenta transversal na forma obtida por Elder para uma calha retangular de laboratório. Para canais naturais ligeiramente sinuosos o coeficiente de difusão turbulenta transversal seria melhor estimado pela Eq. (2.76), de acordo com Fischer, o que produziria previsões do comprimento de mistura praticamente iguais a 1/3 daquelas obtidas pela Eq. (2.97).

A adequação acima mencionada para o uso conveniente da expressão de ε_z , juntamente com o critério de Fischer que considera ser necessário um tempo superior a $0,4T'$ para a mistura completa, conduz à modificação da equação de L_0 , que passa a assumir a forma

$$L_0 = 0,67 \frac{\ell^2}{R_H} \times \frac{U}{u_*} \quad (2.101)$$

A título de ilustração, no gráfico da Figura 2.12 são apresentados os valores de $L_0(\text{calculado})/L_0(\text{medido})$, em função da velocidade média do escoamento encontrada por Day, para as duas situações descritas, isto é, com L_0 calculado segundo a Eq. (2.97), que usa a equação de Elder para ε_z , e segundo a Eq. (2.101), que emprega a expressão de Fischer para a difusividade turbulenta transversal em canais sinuosos.

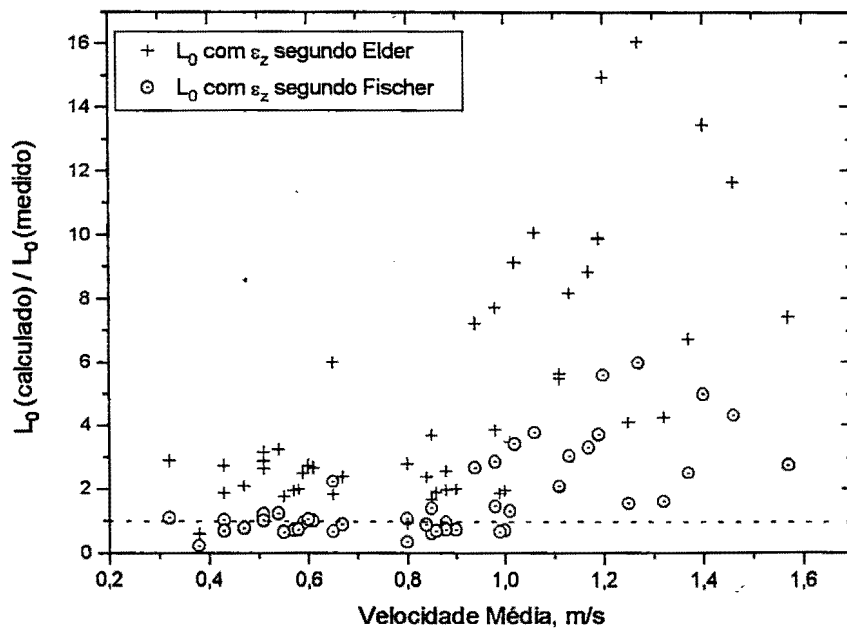


Figura 2.12 - Valores da razão entre os comprimentos de mistura L_0 calculados, conforme modelos representados pelas Equações (2.97) e (2.101), e medidos por DAY (1975) em cursos d'água naturais.

Da Figura 2.12 e com base no exposto, conclui-se que a adequação do uso de ε_z seria suficiente para mostrar que os valores previstos se aproximariam daqueles medidos por Day, pelo menos nos casos em que a velocidade média do escoamento não ultrapassa o limite de 1 m/s. Contudo, de maneira geral, os resultados

apresentados lançam dúvidas quanto à exata definição do comprimento requerido para a mistura transversal completa.

Conforme mostrado, em uma primeira análise, a incerteza contida na avaliação do coeficiente ε_z parece ser a principal responsável pelas discrepâncias apontadas por Day.

2.4.4 - Relações Teóricas para o Coeficiente de Dispersão Longitudinal em Condutos Livres

2.4.4.1 - Equação de Elder

Para a aplicação ao escoamento em condutos livres, uma extensão da análise de Taylor foi feita por ELDER (1959). Desprezando as variações laterais, Elder considerou o escoamento bidimensional em um canal infinitamente largo, com um perfil vertical logarítmico de velocidade de acordo com a Eq. (2.63), e utilizou o perfil parabólico do coeficiente de difusão turbulenta ε_p , dado pela Eq.(2.66), resultante do emprego da analogia de Reynolds. Com base nestas considerações e com o uso da Eq. (2.92), propôs um valor constante para o coeficiente de dispersão longitudinal adimensional, na forma

$$\frac{E_L}{u_* h} = \alpha, \quad (2.102)$$

e encontrando $\alpha=5,93$.

Foi mais tarde constatado que o uso da equação de Elder produz valores estimados de E_L muito baixos. Para justificar a imprecisão da Eq. (2.102), CHATWIN (1971) ressalta o fato de que a difusividade turbulenta foi calculada por meio da analogia de Reynolds, tendo sido desprezada a influência da subcamada viscosa. Além disso, Elder ignorou as variações das propriedades da turbulência através da largura do canal, o que é mostrado por FISCHER (1966) ser injustificável para cursos de água naturais.

FISCHER et al. (1979) citam uma série de resultados de experimentos de campo e laboratório nos quais os valores medidos de $E_L/u_* h$ apresentaram ampla variação, desde um mínimo de 8,6 até o valor de 7.500. Estes resultados foram considerados suficientes para mostrar que a equação de Elder para E_L não descreve o coeficiente de dispersão em cursos de água naturais. A Tabela 2.1, apresentada adiante, traz resultados de comparações da Eq. (2.102) com valores medidos de E_L .

2.4.4.2 - Modelo de Fischer

Embora os coeficientes de difusão turbulenta verticais sejam menores do que os transversais, o fato de os escoamentos serem mais largos do que profundos resulta, na prática, em geral, no desenvolvimento mais rápido da mistura segundo a vertical. Este raciocínio foi utilizado por FISCHER (1967) que, baseando-se no modelo para o tempo de mistura de acordo com a Eq. (2.96), fez a aplicação da análise de Taylor para condutos livres.

Desprezando a influência das variações verticais, Fischer levou em conta uma difusividade turbulenta transversal, ϵ_z , e considerou as variações transversais do campo de velocidade. Para a profundidade y variável segundo a direção transversal, escreveu o equivalente à primeira integral da Eq. (2.92) na forma

$$\int_0^z u'' y \frac{\partial C}{\partial x} dz = y \epsilon_z \frac{\partial C''}{\partial z}. \quad (2.103)$$

Obteve, então, a expressão para o coeficiente de dispersão longitudinal equivalente à Eq. (2.93):

$$E_L = -\frac{1}{A} \int_0^B u''_y y \left[\int_0^z \frac{1}{y \epsilon_z} \left(\int_0^z u''_y y dz \right) dz \right] dz. \quad (2.104)$$

Na Eq. (2.104), u''_y é uma função de z que representa o desvio da velocidade média numa vertical (\bar{u}_y), com relação à média na seção transversal (U). Este desvio é escrito como,

$$u''_y = \bar{u}_y - U, \quad (2.105)$$

onde

$$\bar{u}_y = \bar{u}_y(z) = \frac{1}{y(z)} \int_{y_{\text{fundo}}}^{y_{\text{superfície}}} u(y, z) dy. \quad (2.106)$$

A quantidade U representa a velocidade média na seção transversal ao escoamento, ou seja

$$U = \frac{1}{A} \int_A u(y, z) dA = \frac{Q}{A}, \quad (2.107)$$

sendo Q a vazão.

Como procedimento a ser seguido para o uso prático da Eq. (2.104), Fischer propõe medir a declividade do curso d'água, bem como a geometria e a distribuição de velocidade em uma ou mais seções típicas, e empregar estes valores na integração numérica da equação. Isto consiste em substituir por somatórios as integrais da Eq. (2.104) (FRENCH, 1987):

$$E_L = -\frac{1}{A} \sum_{k=2}^N q'_k \Delta z \left[\sum_{j=2}^k \frac{\Delta z}{\varepsilon_z y_j} \left(\sum_{i=1}^{j-1} q'_i \Delta z \right) \right] \quad (2.108)$$

onde

$$q'_i = 0,5(y_i + y_{i+1})u''_i ;$$

$$u''_i = \bar{u}_i - U ;$$

\bar{u}_i = velocidade média no i-ésimo elemento da seção reta;

y_i = profundidade no início do i-ésimo elemento da seção reta;

Δz = largura do elemento, tomada como constante;

N = número de elementos da seção transversal (sub-seções), e as demais grandezas conforme já definidas.

Na integração numérica, segundo FISCHER (1967), o valor de ε_z é dado pela Eq. (2.68), $\varepsilon_z = 0,23 u_* y$, devendo representar o coeficiente de difusão turbulenta transversal entre os elementos da seção de ordem (i-1) e de ordem (i). FISCHER et al. (1979) sugerem ainda que o número de elementos N não deve ser inferior a 20.

Comparações feitas por Fischer entre os coeficientes de dispersão previstos pela Eq. (2.104) e medidos em uma calha trapezoidal de laboratório, com lados apresentando rugosidades artificiais, apresentaram uma razoável concordância. Entretanto, a qualidade das previsões com a Eq. (2.104) pioram quando as comparações são feitas com dados de campo, obtidos em cursos de água naturais.

Para visualização, os dados de campo e de laboratório citados acima são lançados resumidamente na Tabela 2.1 (FISCHER et al., 1979), que ainda inclui os resultados de cálculos por meio de uma fórmula prática devida à Fischer que adiante será apresentada. Dos valores desta tabela, nota-se que as estimativas fornecidas pela Eq. (2.104) mostram-se sempre superiores àquelas dadas pela equação de Elder.

Tabela 2.1 - Coeficientes de dispersão medidos e calculados, segundo Fischer et al (1979)

Referência	Rio ou Canal	Coeficiente de Dispersão, E_L (m ² /s)			
		Valor Observado	Elder Eq. (2.102)	Fischer Eq. (2.104)	Fischer Eq. (2.133)
Thomas (1958)	Chicago Ship Canal	3,0	0,91		12
State of California (1962)	Sacramento River	15	1,21		
Owens et al. (1964)	River Derwent	4,6	0,21		
Glover (1964)	South Platte River	16,2	0,19		
Schuster (1965)	Yuma Mesa A Canal	0,76	7,06		
Fischer (1967)	Canal trapezoidal de laboratório, com parede rugosa	0,123	0,0042	0,131	0,16
		0,253	0,0100	0,251	0,24
		0,415	0,0073	0,371	0,29
		0,250	0,0072	0,250	0,20
		0,400	0,0041	0,450	0,35
		0,220	0,0048	0,166	0,10
Fischer (1968)	Green-Duwamish River, Washington	6,5-8,5	0,32	7,8	
Yotsukura et al. (1970)	Missouri River	1500	1,18		5291
Godfrey & Frederick (1970)	Copper Creek, Virginia	20	0,23	6,0	5
		21	0,50	28	15
		9,5	0,23	11,4	5
Fischer (1968)	Clinch River, Tennessee	14	0,34	15	44
		54	1,30	86	160
		47	1,33	55	95
	Copper Creek, Virginia	9,9	0,28	2,8	2
	Powell River, Tennessee	9,5	0,28	9,1	6
	Clinch River, Virginia	8,1	0,17	30	22
	Coachella Canal, California	9,6	0,40	3,9	48
McQuivey & Keefer (1974)	Bayou Anacoco	33	0,37		14
		39	0,36		40
	Nooksack River	35	1,22		99
	Wind/Bighorn Rivers	42	0,78		225
		160	2,18		343
	John Day River	14	0,48		86
		65	2,64		19
	Comite River	14	0,13		18
	Sabine River	315	0,60		392
		670	2,25		191
Yadkin River	110	1,39		42	
	260	2,96		66	

*Referências completas em FISCHER et al. (1979).

As causas das discrepâncias entre os valores calculados de E_L e os medidos em cursos de água naturais foram creditadas ao fato de que o desenvolvimento que conduziu à obtenção da Eq. (2.104) sustenta-se na análise de Taylor, que pressupõe que a seção reta permaneça invariável ao longo do escoamento. Entretanto, rios e ribeirões apresentam diferentes irregularidades, que contribuem com o processo de dispersão. No item seguinte, é apresentada uma discussão dos efeitos sobre o processo da dispersão longitudinal produzidos pelos diferentes tipos daquilo que, genericamente, se denominam irregularidades em canais naturais.

2.4.5 - Considerações Adicionais sobre a Dispersão em Condutos Livres

A base teórica apresentada para a descrição do fenômeno da dispersão longitudinal sustenta-se no modelo dado pela lei de Fick e nos avanços teóricos alcançados pela análise de Taylor. Assim é que, muito frequentemente, o modelo unidimensional, representado pela Eq. (2.83), tem sido utilizado para descrever o processo da dispersão em condutos livres segundo a visão *fickiana*, acrescida de um termo advectivo.

A solução analítica da equação diferencial unidimensional do transporte de massa, representada pela Eq. (2.83), tem sido dada na forma da Eq. (2.84),

$$C = \frac{M}{A\sqrt{4\pi E_L t}} \exp\left\{-\frac{(x-Ut)^2}{4E_L t}\right\}, \quad (2.84)$$

que é obtida para uma condição inicial definida por uma função *delta de Dirac* que, fisicamente, pode ser interpretada por um derramamento instantâneo da massa M de um traçador uniformemente distribuída sobre a seção reta de um canal uniforme e infinitamente longo. Esta solução, para qualquer tempo fixo t , corresponde a uma distribuição *gaussiana* da concentração C em termos da distância longitudinal x a jusante da fonte.

Uma propriedade desta distribuição simétrica, que é explorada em aplicações práticas para a determinação do coeficiente de dispersão longitudinal, é a proporcionalidade entre a variância da distribuição espacial instantânea da concentração e o tempo considerado, isto é,

$$\sigma_x^2(t) = 2E_L t. \quad (2.109)$$

Na Eq. (2.109), a variância $\sigma_x^2(t)$ representaria a medida do espalhamento da substância em torno da origem do referencial que se move com a velocidade média U .

Existem, entretanto, limitações quanto ao uso das Eqs. (2.83) e (2.84). Conforme discutido no item (2.4.3), estas equações são consideradas aplicáveis somente após um certo período inicial requerido para mistura, dentro do qual o mecanismo da advecção é dominante; nestes estágios iniciais do processo de mistura, a distribuição longitudinal da concentração apresenta forte assimetria (FISCHER, 1967). Somente após o período inicial, conhecido também como *fase advectiva*, a distribuição de concentração tende a aproximar-se da distribuição normal, quando então a variância passa a crescer linearmente com o tempo.

Os limites além dos quais se verificam os comportamentos descritos pelas Eqs. (2.84) e (2.109) foram discutidos por FISCHER et al. (1979) em termos de uma distância adimensional a jusante da fonte do traçador. Esta distância adimensional foi escrita na forma

$$x' = \frac{x \varepsilon_t}{U B^2}, \quad (2.110)$$

onde B^2/ε_t representa a escala de tempo para a mistura transversal. Com base em resultados de experimentos em canais uniformes, FISCHER et al. (1979) admitem que a variância de uma nuvem em dispersão cresce linearmente com o tempo a partir de $x' > 0,2$. Consideram ainda que o comportamento assimétrico da distribuição longitudinal de concentração se manifesta no trecho $0 < x' < 0,4$, mas esta converge para uma distribuição *gaussiana* para $x' > 0,4$.

Não obstante a expectativa do atendimento das condições limites acima enunciadas, a bibliografia é farta de registros de distribuições assimétricas de concentração (CHATWIN, 1971; DAY, 1975; SABOL & NORDIN, 1978; NORDIN & TROUTMAN, 1980; entre outros). Na verdade, essas assimetrias muitas vezes persistiriam mesmo além do comprimento requerido para a mistura completa (DAY, 1975). Em função disto, principalmente, existe muita controvérsia em termos da aceitação de um comportamento *gaussiano* da distribuição longitudinal de concentração. A depender do caso, podem ser várias as razões para as assimetrias que têm sido observadas.

Um primeiro aspecto a considerar decorre do fato de que, nos experimentos de campo e de laboratório conduzidos para o estudo da dispersão, é difícil medir instantaneamente a distribuição espacial da concentração. Por ser mais fácil, na prática trabalha-se com as medidas de concentração feitas ao longo do tempo

em uma ou mais posições fixas segundo a dimensão longitudinal do canal (PATTERSON & GLOYNA, 1965; NORDIN & TROUTMAN, 1980). Assim, as observações registradas que não se mostram perfeitamente adequadas aos resultados das previsões derivadas da análise de Taylor poderiam ser uma consequência do procedimento experimental adotado (KRENKEL, 1962; TSAI & HOLLEY, 1978; CHATWIN, 1980). Com efeito, as previsões que são geradas pelo modelo representado pela Eq. (2.84), agora para as distribuições de concentração como uma função do tempo em posições fixas, não são mais simétricas conforme fora inclusive observado pelo próprio Taylor.

Normalmente, as assimetrias observadas em curvas de concentração em função do tempo, tempo este referido à passagem do traçador pelo ponto fixo de observação, são caracterizadas por uma longa cauda na distribuição que se estende no sentido crescente do tempo. Como uma explicação física para essas assimetrias, KRENKEL (1962) destaca o fato de que, nas medidas de campo, a dispersão estaria ocorrendo enquanto se registra a passagem da nuvem pelo ponto de medição, o que significa dizer que as concentrações medidas correspondem a partículas de diferentes idades (ou diferentes tempos de retenção).

Também procurando demonstrar as razões para as assimetrias das curvas de concentração versus tempo, ELDER (1959) destaca o efeito da presença de uma subcamada viscosa no escoamento. Nesta visão, as partículas do traçador que adentram à subcamada têm uma liberação lenta, via processo de difusão molecular, que produz como reflexo a conformação da longa cauda observada na curva de concentração-tempo. A representação esquemática deste mecanismo proposto por Elder é mostrada na Figura 2.13, na qual a curva $C=C(t)$ é vista como constituída por duas componentes: a primeira correspondendo ao traçador que é transportado no escoamento principal, turbulento, e a segunda resultante da lenta liberação do traçador ocupando a subcamada viscosa.

Também considerando o fato de que os estudos analíticos do fenômeno da dispersão tratam das distribuições espaciais instantâneas de concentração, enquanto que os resultados obtidos experimentalmente são baseados em distribuições temporais, TSAI & HOLLEY (1978) conduziram um trabalho voltado para a investigação do comportamento relativo das variâncias temporal e espacial da concentração de um soluto. Em seu trabalho, Tsai & Holley ressaltam que a equivalência normalmente feita entre as variâncias, na forma da aproximação

$$\sigma_x^2(t) \cong U^2 \sigma_t^2(x), \quad (2.111)$$

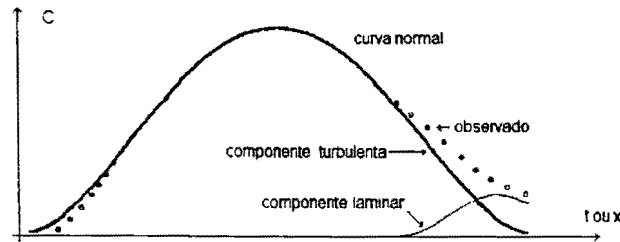


Figura 2.13 - Distribuição de concentração decomposta segundo os efeitos das componentes turbulenta e laminar do escoamento, de acordo com a visão de Elder. (KRENKEL, 1962).

com $\sigma_t^2(x)$ obtido empiricamente, é capaz de introduzir erros consideráveis na análise final. Justificam através de resultados numéricos mostrando que as distribuições temporais de concentração são mais distorcidas do que as distribuições espaciais em estágios comparáveis do processo de transporte. E concluem que uma distribuição temporal leva um tempo maior para se aproximar da simetria do que faria a distribuição espacial, admitindo ser necessário um tempo correspondente a $x' > 0,4$ para a aproximação do modelo *fickiano*.

Os prováveis motivos para os desvios da normalidade observados nas distribuições de concentração também foram apontados por CHATWIN (1980). Considera que, além do fato de que as medidas de concentração são feitas em posições fixas, as assimetrias seriam decorrentes do não atendimento de uma ou mais das restrições implícitas na análise de Taylor. Chatwin destaca quatro requisitos de Taylor que poderiam estar sendo violados: (i) a necessidade do transcurso de um tempo suficientemente longo contado a partir da liberação do traçador; (ii) a manutenção da forma da seção e das condições do escoamento, de modo a assegurar o movimento permanente e uniforme; (iii) a exigência que se faz de que turbulência seja estatisticamente estacionária; e (iv) a necessidade de um comportamento passivo da substância conservativa escolhida como traçador, isto é, a sua presença não deve afetar as características físicas do escoamento.

Alguns dos requerimentos acima mencionados são difíceis de serem atendidos, particularmente quando os estudos da dispersão são conduzidos em cursos de água naturais. Normalmente rios e ribeirões são sinuosos, apresentam contínuas mudanças da declividade e da forma da seção reta, além de rugosidades de escalas variadas, e podem conter ilhas, bancos de areia e pilares de pontes, entre outras irregularidades. Por isso, basicamente, contam-se vários registros em que são apontadas discrepâncias entre a teoria fundamentada na análise de Taylor e os resultados de experimentos de campo.

DAY (1975), SABOL & NORDIN (1978), NORDIN & TROUTMAN (1980), LEGRAND-MARCQ & LAUDELOUT (1985), apresentam resultados dos seus estudos, e citam outros trabalhos, nos quais as observações empíricas mostraram uma persistente assimetria na distribuição de concentração. Indo além, DAY (1975) considera que o espalhamento de uma massa inicialmente concentrada, medida na forma de uma variância da nuvem em deslocamento, aumenta de forma aproximadamente proporcional ao quadrado da distância ou tempo, o que não é sustentado pela teoria *fickiana*. Por outro lado, para mostrar a controvérsia existente entre a validade dos modelos representados pelas Eqs. (2.83), (2.84) e (2.109), NORDIN & TROUTMAN (1980) e NIKORA & SUKHODOLOV (1993) registram resultados de estudos em que, na maioria dos casos, os experimentos conduziram a valores de $\sigma_t^2(x)$ apresentando variação linear com o tempo, de acordo com a teoria.

Estendendo ainda a discussão, conforme observam FISCHER et al. (1979), cada irregularidade teria sua contribuição particular com o processo de dispersão; em casos extremos, alguns escoamentos podem ser tão irregulares que nenhuma análise razoável poderia ser aplicada. Contudo, admite-se que a maioria dos cursos d'água naturais são suficientemente uniformes para permitir uma análise aproximada, desde que sejam observadas as várias limitações já mencionadas.

FISCHER et al. (1979) apontam, ainda, que as irregularidades em cursos d'água naturais aumentam a extensão da fase advectiva e, normalmente, levam à produção de longas caudas nas distribuições de concentração. Isto seria consequência do fato de que as irregularidades criam zonas localizadas ao longo dos contornos dos canais naturais, onde a água apresenta um fluxo relativamente mais lento, ou se mantém praticamente estagnada. Nestas regiões de fluxo lento, que a literatura denomina *zonas mortas*, parte da substância em dispersão é temporariamente armazenada quando da passagem da nuvem transportada. Posteriormente, a substância aprisionada na zona de armazenagem é lentamente devolvida ao escoamento principal, o que pode terminar por produzir concentrações mensuráveis a jusante após a passagem da nuvem principal (FRENCH, 1987). Também conforme SABOL & NORDIN (1978), justificar-se-ia, assim, o comportamento não *gaussiano* das curvas de concentração-tempo observadas nas seções de jusante e caracterizadas por suas caudas pronunciadas.

A fim de completar uma análise de modo a incluir o efeito das zonas de armazenamento do canal, HAYS (1966)*, citado por THACKSTON & SCHNELLE (1970), dividiu o curso d'água em duas regiões, uma contendo o escoamento principal

* HAYS, J. R. (1966). *Mass Transport Mechanisms in Open Channel Flow*. Nashville, Tenn. (Tese). Vanderbilt University.

e outra incorporando a *zona morta*. Para este modelo físico, Hays representou o mecanismo de armazenamento transiente escrevendo a equação do balanço de massa da substância transportada na forma de um modelo matemático composto por duas equações diferenciais acopladas; uma escrita para a região do escoamento principal, e outra para a *zona morta*. A primeira equação, aplicável à zona de escoamento principal, corresponde à equação unidimensional da advecção-difusão, conforme Taylor, acrescida de um termo no segundo membro para levar em conta as trocas entre esta região e a *zona morta*. A segunda equação descreve a variação da concentração na *zona morta*. Postula-se que a *zona morta* seja completamente misturada e que a transferência de massa entre as duas regiões depende da diferença entre as suas concentrações instantâneas. Na forma em que foi utilizada por SEO & MAXWELL (1992), essas equações são

$$A \frac{\partial C}{\partial t} + U A \frac{\partial C}{\partial x} = \frac{\partial}{\partial x} \left(E_L A \frac{\partial C}{\partial x} \right) + k P (C_{zm} - C) \quad (2.112)$$

e

$$A_{zm} \frac{\partial C_{zm}}{\partial t} = -k P (C_{zm} - C), \quad (2.113)$$

sendo

C = concentração no escoamento principal;

C_{zm} = concentração na *zona morta*;

A = área da seção transversal ao escoamento principal;

A_{zm} = área da seção transversal ao fluxo na *zona morta*;

k = coeficiente de transferência de massa;

P = comprimento do contato molhado entre a zona de escoamento principal e a *zona morta*.

Diferentes pesquisadores apresentaram resultados de estudos em que foram feitas comparações entre as distribuições obtidas de experimentos de campo e laboratório e as previsões fornecidas pelo modelo de *zona morta* (THACKSTON & SCHNELLE, 1970; VALENTINE & WOOD, 1977 e 1979; SABOL & NORDIN, 1978; NORDIN & TROUTMAN, 1980; BENCALA & WALTERS, 1983; LEGRAND-MARCQ & LAUDELOUT, 1985; YU & WENZHI, 1989; SEO & MAXWELL, 1992). De maneira geral, de acordo com estes pesquisadores, foi encontrado um nível satisfatório de concordância entre as curvas de concentração-tempo obtidas experimentalmente e aquelas geradas pelo modelo, mostrando que este é capaz de prever as assimetrias características da dispersão longitudinal em alguns escoamentos com características particulares.

De acordo com VALENTINE & WOOD (1977), a ação determinada pelo mecanismo de *zona morta* no processo de dispersão, associada com a rugosidade natural do canal, produz um aumento no coeficiente de dispersão longitudinal, além de conduzir a um retardamento no tempo, ou distância, necessário para atingir o *periodo de Taylor*. VALENTINE & WOOD (1979) destacam também os resultados de simulações numéricas do modelo de *zona morta*, verificados através de experimentos de laboratório, onde a variância da nuvem em dispersão apresentou um comportamento linear com o tempo e um decaimento do pico de concentração que se fez proporcionalmente ao inverso da raiz quadrada do tempo. Ainda, a assimetria da distribuição de concentração reduziu-se com o passar do tempo, mostrando uma tendência de ser alcançável o *periodo de Taylor*. Com isto, consideram que o modelo de zona morta é capaz de oferecer uma explicação razoável para a aparente não aplicabilidade da análise de Taylor em algumas situações particulares de rios, como aquelas encontradas por Day, Nordin & Sabol, e outros.

A presença de curvas constitui uma outra característica dos cursos d'água naturais que tem influência no processo da dispersão longitudinal. FISCHER (1969) observaram que as curvas em canais induzem a formação de correntes secundárias que alteram as taxas de mistura transversal e difusão longitudinal. Sugeriram que os meandros em um curso d'água têm dois efeitos antagônicos sobre a dispersão longitudinal: primeiro, por dirigir a zona de alta velocidade para o lado externo da curva, aumentam a taxa de dispersão e; segundo, por induzir a formação da espiral de correntes secundárias, que aumentam a mistura transversal, tendem a reduzir a dispersão longitudinal.

FUKUOKA & SAYRE (1973) fizeram uma investigação de laboratório, conduzindo experimentos em canal sinuoso com uma sucessão de curvas uniformes de direções alternantes. Nestes estudos observaram uma periodicidade no processo da dispersão, concluindo que o efeito da advecção sobre o coeficiente de dispersão atinge um valor máximo no meio de cada curva, e um mínimo no trecho reto a meia distância entre as curvas.

FISCHER (1969) estudou o efeito da alternância da direção das curvaturas e constatou que os resultados são significativamente importantes apenas para os canais largos. Explicando o mecanismo, considerou que em uma sucessão de curvas com direções alternantes, se as curvas são muito próximas umas das outras pode não haver tempo suficiente para que se estabeleça um perfil completamente desenvolvido da concentração dentro da curva. Neste caso, o coeficiente de dispersão seria menor do que o previsto pela Eq. (2.104). Como critério para avaliar se as curvas são ou não suficientemente longas para permitir o desenvolvimento do perfil

de concentração, Fischer adotou, como parâmetro, a relação adimensional definida pela razão do tempo de mistura na seção transversal pelo tempo requerido para se contornar a curva de comprimento L_c com a velocidade média U :

$$\gamma_c = \left(\frac{B^2}{\varepsilon_t} \right) / \left(\frac{L_c}{U} \right). \quad (2.114)$$

Foram apresentados os resultados experimentais para dois cursos d'água naturais. No primeiro, o Rio Green-Duwanish, com 20 metros de largura e $\gamma_c \cong 25$, Fischer considerou razoável a previsão de E_L feita pelo modelo representado pela Eq. (2.104). Contudo, no Rio Mississipi, com 180 metros de largura e $\gamma_c \cong 130$, o coeficiente de dispersão encontrado foi 8 vezes menor do que aquele previsto pela Eq. (2.104).

Na falta de outros resultados, para levar em conta o efeito das curvas, FISCHER et al. (1979) admitem que o limite para a aplicabilidade do modelo representado pela Eq. (2.104) deve ser definido por $\gamma_c < 25$.

2.4.6 - Métodos de Obtenção do Coeficiente de Dispersão Longitudinal

Os métodos conhecidos para a obtenção direta do coeficiente de dispersão longitudinal em curso d'água natural ou canal artificial, baseiam-se no tratamento dos dados de concentração em função do tempo, como resultado de experimento conduzido com uma substância genericamente denominada traçador, com comportamento passivo e conservativo. Requerem, pois, a introdução da substância traçadora no escoamento e a obtenção, em uma ou mais estações de amostragem, de toda a curva de distribuição da concentração ao longo do tempo da passagem da nuvem do traçador pela estação.

FRENCH (1987) considera que existem essencialmente três métodos de cálculo de E_L a partir de dados de campo: método dos momentos, método do *routing* e método gráfico, todos derivados do modelo do tipo da Eq. (2.84). O método gráfico tem duas variações, apresentadas adiante, e utiliza a distribuição temporal da concentração em uma única estação de amostragem. Por outro lado, os dois outros métodos requerem a obtenção das curvas de concentração-tempo em duas estações. Faz-se, a seguir, a apresentação destes métodos, expondo-se as suas limitações e os campos de aplicabilidade correspondentes.

2.4.6.1 - Método dos Momentos

O método dos momentos sustenta-se na teoria *fickiana* e utiliza o modelo derivado da Eq. 2.16 para obter o coeficiente de dispersão longitudinal a partir da taxa de crescimento da variância espacial:

$$E_L = \frac{1}{2} \frac{d}{dt} [\sigma_x^2(t)], \quad (2.115)$$

onde $\sigma_x^2(t)$ representa a variância espacial da distribuição de concentração em um tempo fixo t .

Pela Eq. (2.115) nota-se que a obtenção de E_L a partir de dados de campo requer o conhecimento da distribuição longitudinal da concentração do traçador. Entretanto, a aplicabilidade do modelo esbarra no fato de que os dados de campo consistem em concentrações do traçador como uma função do tempo, referidas a distâncias fixas a jusante do ponto de injeção. Assim, para que possa ser utilizada juntamente com dados de campo, a variância da Eq. (2.115) deve ser convenientemente transformada em uma variância temporal, $\sigma_t^2(x)$. Para isso utiliza-se a forma aproximada, já vista pela Eq. (2.111),

$$\sigma_x^2(t) \cong U^2 \sigma_t^2(x), \quad (2.111)$$

válida quando satisfeita a *hipótese da nuvem congelada*, pela qual é desprezível a dispersão que ocorre durante todo o intervalo de tempo necessário para que a nuvem passe pelo ponto de observação (PATTERSON & GLOYNA, 1965).

Substituindo-se a Eq. (2.111) em (2.115), e considerando válida a hipótese de crescimento linear da variância com o tempo, pode-se escrever

$$E_L = \frac{U^2}{2} \frac{(\sigma_{t_2}^2 - \sigma_{t_1}^2)}{(t_2 - t_1)}, \quad (2.116)$$

onde $\sigma_{t_1}^2$ e $\sigma_{t_2}^2$ são as variâncias das distribuições de concentração-tempo em duas estações a jusante do ponto de injeção do traçador, e \bar{t}_1 e \bar{t}_2 são os tempos médios da passagem da nuvem do traçador por estas estações.

Por definição, para uma distribuição contínua de concentração-tempo em uma posição fixa x_j , a variância temporal é obtida segundo

$$\sigma_t^2(x_j) = \frac{\int_0^{\infty} (t - \bar{t})^2 C(t) dt}{\int_0^{\infty} C(t) dt}, \quad (2.117)$$

onde \bar{t} é o tempo médio da passagem da nuvem pela posição considerada, dado por

$$\bar{t} = \frac{\int_0^{\infty} t C(t) dt}{\int_0^{\infty} C(t) dt}. \quad (2.118)$$

Nos cálculos dos parâmetros da Eq. (2.116), uma vez que as distribuições de concentração não são contínuas, as Eqs. (2.117) e (2.118) são discretizadas e escritas nas formas

$$\sigma_{t_j}^2 = \frac{\sum_{i=1}^{i=n} C_i t_i^2 \Delta t}{\sum_{i=1}^{i=n} C_i \Delta t} - \bar{t}_j^2 \quad (2.119)$$

e

$$\bar{t}_j = \frac{\sum_{i=1}^{i=n} C_i t_i \Delta t}{\sum_{i=1}^{i=n} C_i \Delta t}. \quad (2.120)$$

Conforme FISCHER (1967, 1968), a Eq. (2.115) é teoricamente válida dentro do período de Taylor, mesmo quando são usadas as curvas de concentração-tempo em lugar de curvas de concentração-distância, independentemente da distribuição inicial de concentração. Assim, do ponto de vista teórico, a única restrição ao uso do modelo transformado, dado pela Eq. (2.116), é que as estações de medição situem-se à distâncias suficientemente grandes a jusante da seção de injeção, de modo a assegurar que o espalhamento da nuvem do traçador possa ser regido pela equação unidimensional da advecção-difusão, Eq. (2.83). Essa distância, dada em termos adimensionais, conforme a Eq. (2.110), tem sido definida como $x' > 0,4$.

Uma limitação ao uso prático da Eq. (2.116) em cursos d'água naturais está associada à presença e aos efeitos das chamadas *zonas mortas*, que causam distribuições de concentração-tempo não gaussianas, com longas caudas características. Conforme observado por FISCHER (1968), estas caudas têm efeitos significativos sobre os cálculos das variâncias; a dificuldade de se medir com exatidão

os pequenos valores de concentração, pode conduzir a erro no cálculo do coeficiente de dispersão da ordem de 100%.

2.4.6.2 - Método do *Routing*

Um segundo método de estimar o coeficiente de dispersão longitudinal a partir de dados de campo foi desenvolvido por FISCHER (1968) e é conhecido como *routing procedure* pela sua semelhança com o método de propagação de cheias (*flood routing*). O método do *routing* utiliza as curvas de concentração-tempo observadas em duas estações de amostragem; a curva C-t obtida na seção de montante é usada como a distribuição inicial do traçador para gerar, com um valor pré-selecionado do coeficiente E_L , a distribuição de concentração na estação de jusante. Para cada valor selecionado para o coeficiente E_L , são comparadas as curvas gerada e observada na seção de jusante; enquanto a comparação não for adequada, outro coeficiente de dispersão será estipulado e o cálculo repetido até que um critério de melhor ajuste seja atendido.

Matematicamente, o método consiste em uma integral de superposição, ou convolução, da distribuição inicial com uma função de resposta linear unidimensional. A justificativa matemática que sustenta o uso do método pode ser dada baseando-se na exposição feita por FISCHER et al. (1979, página 42). Para isto, considera-se a distribuição espacial e inicial de concentração $C_0(\Xi)$ representada na Figura 2.14, observada em um instante $t=t_0$ e referida a um sistema de coordenada ξ que se move com a velocidade média do escoamento U , tal que $\xi=x-Ut$. Esta distribuição pode ser vista como consistindo de elementos de comprimentos infinitesimais $d\Xi$, contendo cada um deles uma massa também infinitesimal e proporcional a $C_0(\Xi)d\Xi$.

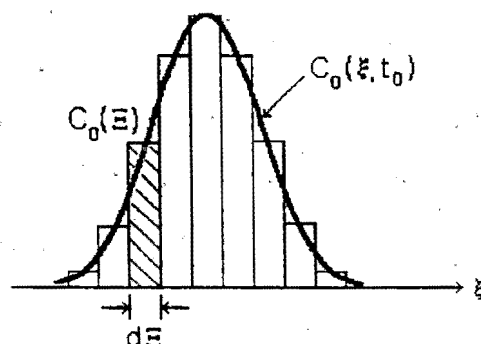


Figura 2.14 - Ilustração da aproximação da função de distribuição da concentração inicial em uma série de elementos infinitesimais, cada um contendo uma massa proporcional a $C_0 d\Xi$.

Com base em um modelo *fickiano*, a concentração no tempo t em um ponto de coordenada ξ , resultante da advecção e difusão da massa distribuída no elemento de comprimento $d\Xi$ e especificada pelo valor local de $C_0(\Xi)$, estando o elemento centrado em $\xi=\Xi$ conforme idealizado na Figura 2.14, é

$$dC = \frac{C_0 d\Xi}{\sqrt{4\pi E_L(t-t_0)}} \exp\left\{-\frac{(\xi-\Xi)^2}{4E_L(t-t_0)}\right\}. \quad (2.121)$$

De acordo com o princípio da superposição, somando-se todas as contribuições individuais dos elementos de massa obtém-se a concentração total, resultante em ξ e t , na forma

$$C(\xi, t) = \int_{-\infty}^{+\infty} \frac{C_0(\Xi, t_0)}{\sqrt{4\pi E_L(t-t_0)}} \exp\left\{-\frac{(\xi-\Xi)^2}{4E_L(t-t_0)}\right\} d\Xi. \quad (2.122)$$

Para que a Eq. (2.122) tenha utilidade prática, os dados de concentração-tempo devem ser convertidos em concentração-distância. Para isto, novamente faz-se uso da *hipótese da nuvem congelada*, admitindo-se apenas ligeiras variações da forma da nuvem em dispersão durante o tempo necessário para esta passar pelo ponto de observação, pode-se escrever

$$C(\xi, \bar{t}_j) \cong C(x_j, t) \quad (2.123)$$

onde \bar{t}_j é o tempo médio da passagem da nuvem pela estação de medição localizada na posição longitudinal x_j , e $\xi = U(\bar{t}_j - t)$.

Conforme FISCHER (1968), para gerar a distribuição de concentração em uma estação x_2 , a partir de medidas realizadas em uma estação de montante x_1 , a transformação definida pela Eq. (2.123) deve ser aplicada aos dois membros da Eq. (2.122). Assim, substituem-se as concentrações $C(\xi, t)$ por $C(x_2, t)$ e $C_0(\Xi, t_0)$ por $C_0(x_1, \tau)$. Substituem-se, ainda, ξ por $U(\bar{t}_2 - t)$, Ξ por $U(\bar{t}_1 - \tau)$, $d\Xi$ por $Ud\tau$ e, finalmente, $(t-t_0)$ pela diferença entre os tempos médios de passagem da nuvem pelas estações de montante e jusante, que é $(\bar{t}_2 - \bar{t}_1)$. Deste modo, obtém-se

$$C(x_2, t) = \int_{-\infty}^{+\infty} \frac{U \cdot C(x_1, \tau)}{\sqrt{4\pi E_L(\bar{t}_2 - \bar{t}_1)}} \exp\left\{-\frac{[U(\bar{t}_2 - \bar{t}_1 - t + \tau)]^2}{4E_L(\bar{t}_2 - \bar{t}_1)}\right\} d\tau. \quad (2.124)$$

Na Eq. (2.124) os limites de integração são indicados por $-\infty < \tau < \infty$. Contudo, na prática, conforme observa FRENCH (1987), a integração precisa ser feita apenas no intervalo $t_{if} < \tau < t_{il}$, onde t_{if} e t_{il} correspondem aos instantes em que se registram, respectivamente, a chegada da frente da nuvem e a passagem da sua cauda pela estação x_1 , pois para $\tau \leq t_{if}$ e $\tau \geq t_{il}$, $C(x_1, \tau) = 0$.

Com relação à sua aplicabilidade, FISCHER et al. (1979) apontam que o método do routing é considerado superior ao método dos momentos por superar as dificuldades associadas às longas caudas nas distribuições de concentração, desde que seja observado o limite, definido pela Eq. (2.110), de $x' > 0,4$. Ainda, se o coeficiente de dispersão já for conhecido, o procedimento descrito também poderá ser útil nas previsões de distribuições de concentração a jusante.

2.4.6.3 - Método Gráfico Baseado no Comportamento *Gaussiano* da Distribuição de Concentração

A obtenção do coeficiente de dispersão longitudinal por meio de uma construção gráfica utiliza os dados de concentração em função do tempo, gerados em experimentos, juntamente com uma transformação do modelo matemático da Eq. (2.84). Para a sua aplicação o método requer um lançamento instantâneo do traçador e as subseqüentes amostragens em uma estação de jusante, localizada a uma distância suficientemente grande do ponto de injeção. A distância requerida pelo procedimento experimental é aquela que assegure a validade da análise de Taylor e a conseqüente aplicabilidade do modelo representado pela função de resposta definida pela Eq. (2.84). Assim, o valor de E_L poderá ser avaliado quando forem comparadas as concentrações medidas com aquelas previstas pelo modelo.

KRENKEL (1962) mostra que a Eq. (2.84) pode ser rearranjada e linearizada a partir de uma conveniente transformação logarítmica do tipo

$$\log(C\sqrt{t}) = \log\left(\frac{M}{A\sqrt{4\pi E_L}}\right) - \left(\frac{\log e}{4E_L}\right) \cdot \frac{(x-Ut)^2}{t} \quad (2.125)$$

Assim, os valores lançados em um gráfico de $\log(C\sqrt{t})$ versus $(x-Ut)^2/t$ deverão teoricamente resultar em uma linha reta de inclinação $(\log e)/(4E_L)$, de onde se poderá obter o coeficiente de dispersão.

Uma aparente vantagem do método está associada ao fato de que o procedimento de cálculo requer dados de concentração em função do tempo em apenas uma estação de amostragem, o que implica em economia de material e pessoal nos testes de campo. Contudo, o método baseia-se num comportamento *gaussiano* da

nuvem em dispersão, o que é pouco comum em cursos d'água naturais; ao contrário, os estudos com experimentos em canais naturais, e mesmo em alguns artificiais, de acordo com discussão conduzida no item (2.4.5), têm produzido resultados com distribuições assimétricas de concentração-tempo, caracteristicamente representadas por curvas com longas caudas. Essa assimetria limita a aplicação do método por impossibilitar uma definição precisa da inclinação da linha de melhor de ajuste.

Para ser válida a aproximação *gaussiana*, FISCHER et al. (1979, pág. 32) consideram ser necessário o transcurso de um tempo, medido pelo adimensional da Eq. (2.110), da ordem de $x' > 1$. KRENKEL (1962) admite que a aplicabilidade do método deve ser restrita a canais uniformes e suficientemente longos.

Tomando ainda por base o modelo *gaussiano*, CHATWIN (1971) propõe uma forma alternativa para a obtenção do coeficiente de dispersão longitudinal em que poderiam ser desprezados os efeitos da cauda da distribuição de concentração-tempo. Após decorrido um intervalo de tempo suficientemente grande para assegurar a validade da análise de Taylor e adotando um modelo em que se admite que a distribuição longitudinal de concentração aproxima-se da normal, Chatwin expressa sua aproximação na forma

$$C = \frac{k}{\sqrt{t}} \exp\left\{-\frac{(x-Ut)^2}{4E_L t}\right\}, \quad (2.126)$$

sendo k uma constante proporcional à quantidade de material sendo transportada no escoamento. Manipulando a Eq. (2.126), Chatwin reescreveu-a na forma

$$\left[t \ln\left(\frac{k}{C\sqrt{t}}\right) \right]^{1/2} = \frac{x}{2\sqrt{E_L}} - \frac{Ut}{2\sqrt{E_L}}. \quad (2.127)$$

O exame da Eq. (2.127) mostra que, ao menos teoricamente, a variável do primeiro membro apresenta um comportamento linear com o tempo para uma quantidade x constante. Assim, desde que o valor de k seja conhecido, os dados de campo permitirão o cálculo do conjunto de pares de valores de $\left[t \ln(k/C\sqrt{t}) \right]^{1/2}$ e t . Se o gráfico destas variáveis produz uma linha reta, o modelo *gaussiano* é verificado e o coeficiente de dispersão pode ser obtido da interseção desta linha, enquanto a inclinação da mesma produz a velocidade média do escoamento.

Para a distribuição simétrica, o coeficiente k poderia ser calculado do par (C_p, t_p) , referido ao valor máximo ou de pico da concentração, que ocorre aproximadamente quando $x=Ut$. Assim, da Eq. (2.126),

$$k = C_p \sqrt{t_p}, \quad (2.128)$$

onde o índice "p" indica o valor máximo ou de pico. Como, na prática, as curvas não são simétricas, Chatwin propõe que k seja determinado por tentativa, plotando-se o primeiro membro da Eq. (2.127) contra o tempo para diferentes valores de k , e aceitando-se o valor que produza a curva mais suave próximo ao pico.

DAY (1974) observou que a obtenção de k pela Eq. (2.128) é suficientemente precisa para os propósitos do uso do modelo para a determinação de E_L , mesmo quando as distribuições de concentração são assimétricas. Isto estaria de acordo com Chatwin que também observou que a forma geral do gráfico de $\left[t \cdot \ln(k/C\sqrt{t}) \right]^{1/2}$ em função de t não é muito sensível ao valor de k .

Analisando a mesma base de dados dos experimentos de Fischer, Chatwin concluiu que nenhuma das curvas ajustou-se completamente ao modelo linear da Eq. (2.127). Nas coordenadas de Chatwin, apenas os dados correspondentes aos tempos inferiores a $t_p \cong x/U$ caem sobre uma linha reta, sugerindo que somente a parte dianteira da distribuição C-t aproxima-se de uma distribuição normal.

2.4.6.4 - Equações Empíricas e Semi-Empíricas para E_L

Equações de natureza empírica e semi-empírica, genericamente denominadas fórmulas práticas, têm sido desenvolvidas para a previsão do coeficiente de dispersão longitudinal. As fórmulas práticas procuram relacionar o coeficiente E_L com quantidades físicas facilmente mensuráveis e normalmente disponíveis, como profundidade média, largura, declividade e velocidade média ou vazão do escoamento.

Desde o modelo de Taylor (1954) para o escoamento em condutos forçados, escrito na forma da Eq. (2.95), passando pela equação de Elder (1959) para o escoamento em canais, dada pela Eq. (2.102), um grande número de fórmulas foram propostas com o intuito de fornecer prontas avaliações do coeficiente de dispersão longitudinal, embora seja reconhecido que a grande maioria delas são praticamente inaplicáveis a cursos d'água naturais (LIU, 1977). Apesar da incerta confiabilidade dos resultados produzidos pelas fórmulas práticas, algumas têm sido utilizadas em previsões do coeficiente de dispersão longitudinal, principalmente na

Fischer, Liu e Beltaos. Um conjunto maior de equações é apresentado com uma descrição resumida em BOWIE et al. (1985) e em VARGAS & MELLADO (1994).

2.4.6.4.1 - Fórmula de McQuivey & Keefner

MCQUIVEY & KEEFER (1974), com base em uma analogia entre os modelos lineares unidimensionais da dispersão de um soluto e do amortecimento de uma onda de cheia, e a partir de correlações com dados de campo de 18 cursos d'água naturais, propuseram a seguinte relação para a estimativa do coeficiente de dispersão longitudinal:

$$E_L = 0.058 \frac{Q}{B \cdot S}, \quad (2.129)$$

com E_L em m^2/s e S , B e Q sendo, respectivamente, a declividade da linha de energia (m/m), a largura à superfície livre da água (m) e a vazão (m^3/s). Segundo os autores, testes realizados com este modelo produziram resultados com um erro padrão médio da ordem de 30%, atingido em alguns casos isolados até 100%.

2.4.6.4.2 - Fórmula Prática de Fischer

FISCHER* (1975), citado por FISCHER et al. (1979), como resultado de uma discussão da fórmula de McQuivey & Keefner, apresentou uma fórmula prática alternativa para estimar o coeficiente de dispersão longitudinal. Partindo da expressão para a forma geral do coeficiente de dispersão longitudinal em um escoamento unidirecional, Fischer propôs introduzir na Eq. (2.104) as quantidades adimensionais \hat{y} , \hat{z} , \hat{u}'' e $\hat{\varepsilon}_z$, definidas por

$$\hat{y} = \frac{y}{h}, \quad \hat{z} = \frac{z}{L_z}, \quad \hat{\varepsilon}_z = \frac{\varepsilon_z}{\bar{\varepsilon}_z} \quad \text{e} \quad \hat{u}'' = \frac{u''}{\sqrt{\overline{u''^2}}}, \quad (2.130)$$

onde h é a profundidade média na seção transversal, L_z é um comprimento característico da mistura na seção transversal, $\bar{\varepsilon}_z$ corresponde à média espacial da difusividade turbulenta na seção transversal e $\sqrt{\overline{u''^2}}$ é conforme a Eq. (2.94).

Com estas transformações a Eq. (2.104) pôde ser reescrita na forma

*FISCHER, H. B. (1975). "Simple Method for Predicting Dispersion in Streams" (discussion). J. Env. Eng. Div., Proc. ASCE. Vol. 101, pp. 453-455.

Com estas transformações a Eq. (2.104) pôde ser reescrita na forma

$$E_L = \frac{L_z^2 \cdot \overline{u''^2}}{\overline{\varepsilon_z}} \cdot I, \quad (2.131)$$

em que I é um adimensional definido pela integral

$$I = - \int_0^1 \hat{u}'' \int_0^{\hat{z}} \frac{1}{\hat{\varepsilon}_z} \int_0^{\hat{z}} \hat{u}'' \, d\hat{z} \, d\hat{z} \, d\hat{z}. \quad (2.132)$$

Para permitir o uso prático da Eq. (2.131), Fischer efetuou uma investigação do valor da integral I. Considerou inicialmente seis diferentes tipos simples de escoamentos paralelos e constatou que as variações dos perfis de velocidade pouco afetavam o valor de I. Estendendo os resultados para seções retas e perfis de velocidade típicos de cursos d'água naturais, admitiu $I \cong 0,07$ como uma aproximação razoável a ser considerada no tratamento de escoamentos reais. Para o comprimento L_z , Fischer raciocinou que este deveria estar compreendido entre a meia largura da seção ($B/2$) para um perfil de velocidade simétrico, e a largura total da seção (B) para um perfil completamente assimétrico. Admitiu ser razoável considerar $L_z = 0,7 B$. Para o valor de $\overline{u''^2}$ Fischer considerou os resultados de experimentos em laboratório, nos quais a razão $\overline{u''^2}/U^2$ variou entre os limites de 0,17 e 0,25, com um valor médio de 0,20, e admitiu que estes resultados são similares àqueles encontrados em cursos d'água naturais. Por fim, considerando $\overline{\varepsilon_z} = 0,60 u_* h$ (Eq. 2.76), obteve a expressão de E_L (m^2/s) na forma

$$E_L = 0,011 \frac{U^2 B^2}{u_* h}, \quad (2.133)$$

com U e u_* em m/s e B e h em m .

Fischer destaca que o modelo proposto na forma da Eq. (2.133) deve ser visto apenas com uma aproximação, particularmente porque o valor de $\overline{\varepsilon_z}$ utilizado é tão somente uma estimativa grosseira, além do fato de que o modelo não reflete explicitamente a presença das *zonas mortas* características de escoamentos naturais. Contudo, admite que a Eq. (2.133) tem a vantagem de prever o coeficiente de dispersão longitudinal a partir de quantidades normalmente conhecidas como profundidade, largura, velocidade média e declividade da superfície livre do escoamento.

2.4.6.4.3 - Fórmula de Liu

As fórmulas práticas de McQuivey-Keefer e Fischer foram consideradas por LIU (1977) como superiores às demais conhecidas para as previsões do coeficiente de dispersão longitudinal em cursos d'água naturais. Contudo, Liu encontrou grandes erros de previsões com as Eqs. (2.129) e (2.133), que produziram valores calculados do coeficiente de dispersão que foram, respectivamente, até 715 e 18 vezes maiores do que os medidos.

Com o objetivo de diminuir a margem de erro das previsões de E_L com o emprego de um modelo simples, Liu apresentou uma nova fórmula prática. Utilizando o modelo de Fischer com a variação lateral do campo de velocidade, conforme definido pela Eq. (2.104), Liu obteve uma relação aplicável a canais naturais largos, do tipo

$$E_L = \beta_L \frac{Q^2}{u_* R_H^3} \quad (2.134)$$

onde, para E_L em m^2/s , Q , u_* e R_H são a vazão (m^3/s), a velocidade de cisalhamento (m/s) e o raio hidráulico (m), respectivamente, e β_L é um coeficiente adimensional que foi correlacionado com o fator de atrito da equação de Darcy-Weissbach.

Com base em dados da literatura para 14 cursos d'água naturais, Liu calculou os valores do coeficiente β_L e propôs uma correlação com o fator de atrito da Eq. (2.72) do tipo

$$\beta_L = 0,18 \left(\frac{u_*}{U} \right)^{1,5}, \quad (2.135)$$

para os valores encontrados de $0,001 \leq \beta_L \leq 0,06$. De acordo com Liu, para a mesma base de dados em que foram analisados os erros das fórmulas de McQuivey-Keefer e Fischer, o maior erro produzido pelo seu modelo aumentou o coeficiente de dispersão longitudinal 6 vezes.

2.4.6.4.4 - Fórmula de Beltaos

Para descrever o processo de mistura longitudinal decorrente de uma injeção pontual e instantânea de uma substância conservativa em um curso de água natural, BELTAOS (1980) utilizou um modelo unidimensional, juntamente com resultados de estudos experimentais, e obteve a expressão para a variância temporal da distribuição de concentração em uma posição longitudinal genérica x na forma

$$\sigma_t^2(x) = \frac{2 \beta_B L_B}{U^2} \left[\frac{x}{L_B} + \exp\left(-\frac{x}{L_B}\right) - 1 \right]. \quad (2.136)$$

Nesta expressão, β_B é um coeficiente adimensional e L_B é um comprimento característico do rio, diretamente relacionado com a extensão do trecho em que se desenvolve a fase advectiva ($L_B \propto L_0$ da Eq. (2.101)).

O modelo proposto por Beltaos foi por ele considerado consistente com as observações experimentais, ajustando-se relativamente bem tanto para a fase advectiva quanto para a fase *fickiana*, em consonância com o exposto no item 2.4.3 (figura 2.11). Deste modo, para satisfazer as condições de uma ou outra fase, $\sigma_t^2(x) \propto x^{2\gamma}$, com $1/2 \leq \gamma \leq 1$. Para pequenos valores de x (Beltaos considera x/L_B pequeno), a Eq. (2.136) simplifica-se em $\sigma_t^2(x) \cong \beta_B \cdot (x/U)^2$ e $\gamma = 1$. No outro extremo, para valores de $x \geq 3L_B$,

$$\sigma_t^2(x) \cong 2\beta_B \frac{L_B^2}{U^2} \left(\frac{x}{L_B} - 1 \right) \quad (2.137)$$

e $\gamma = 1/2$.

Pela Eq. (2.137), $d\sigma_t^2(x)/dt = \text{constante}$, o que mostra que o processo *fickiano* corresponde ao estágio final do modelo de Beltaos. Assim, já dentro da fase dispersiva e com base nas Eqs. (2.109) e (2.111), Beltaos propõe

$$E_L = \beta_B \cdot L_B \cdot U, \quad (2.138)$$

De acordo com a Eq. (2.138), a determinação do coeficiente de dispersão longitudinal pelo modelo de Beltaos estará condicionada à obtenção dos parâmetros β_B e L_B . Para conhecer β_B e L_B Beltaos apresenta gráficos de correlação destes parâmetros com grupos adimensionais que envolvem quantidades físicas normalmente quantificáveis, do tipo

$$\beta_B = f_1\left(\frac{u_*}{U}\right) \quad (2.139)$$

e

$$\frac{L_B}{B} = f_2\left(\frac{UB}{u_* R_H}\right). \quad (2.140)$$

Os gráficos de correlação utilizados por Beltaos são representados nas Figuras 2.14 e 2.15 e foram construídos com base em dados experimentais de Nordin & Sabol* (1974), Godfrey & Frederick* (1970) e Beltaos & Day* (1978).

Argumentos semelhantes àqueles empregados por Fischer para o comprimento de mistura foram utilizados por Beltaos para postular uma proporcionalidade entre os adimensionais da relação (2.140). Assim, com base em um modelo teórico análogo à Eq. (2.97) foi sugerido:

$$\frac{L_B}{B} = \alpha_B \frac{B \cdot U}{u_* R_H}, \quad (2.141)$$

sendo α_B um coeficiente de proporcionalidade.

No gráfico da Figura 2.15 as linhas (a) e (c) constituem as envoltórias da grande maioria dos dados experimentais. Os valores do coeficiente α_B referidos a estas linhas são, respectivamente, 0,48 e 1,8. À linha limite superior (b), também representada na figura, corresponde o valor de $\alpha_B = 4,5$.

A grande variabilidade observada nos valores de α_B foi julgada ser decorrente do fato de que o coeficiente de proporcionalidade da Eq. (2.141) reflete os efeitos de forma, rugosidade e irregularidade do canal.

O gráfico da Figura (2.16), com valores de β_B em função de u_*/U , indica um aumento do grau de incerteza contido na avaliação do parâmetro β_B para valores crescentes da relação u_*/U , característicos do aumento do grau de rugosidade do escoamento (Eq. 2.72).

O grande espalhamento observado na massa de dados que compõe os gráficos das Figuras (2.15) e (2.16) lança dúvidas quanto ao nível de confiabilidade resultante da avaliação gráfica dos parâmetros β_B e L_B do modelo de Beltaos, evidenciando o nível de imprecisão contido no valor final obtido do coeficiente E_L . Contudo, conforme se verá no tratamento dos dados deste trabalho (capítulo 5), há uma razoável concordância entre os resultados medidos e os previstos pelo modelo de Beltaos.

* NORDIN, C. F. & SABOL, B. V. (1974). *Empirical Data on Longitudinal Dispersion in Rivers*, USGS Water Resources Investigation 20-74, U. S. Geological Survey, Washington, DC.

* GODFREY, R. G. & FREDERICK, B. J. (1970). *Stream Dispersion at Selected Sites*, USGS Professional Paper 433-K, U. S. Geological Survey, Washington, DC.

* BELTAOS, S. & DAY, T. J. (1978). *A Field Study of Longitudinal Dispersion*, Canadian Journal of Civil Engineering, Vol. 5, N. 4, Ottawa, Ontario, Canada, pp. 572-585.

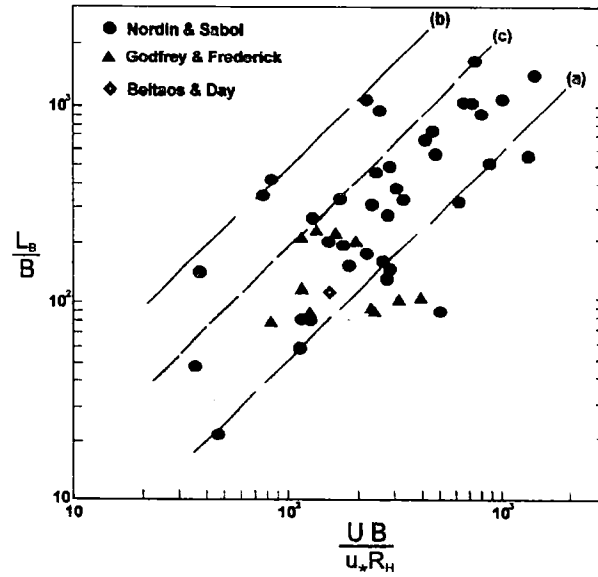


Figura 2.15 - Gráfico para a avaliação do parâmetro L_B do modelo de Beltaos (BELTAOS, 1980).

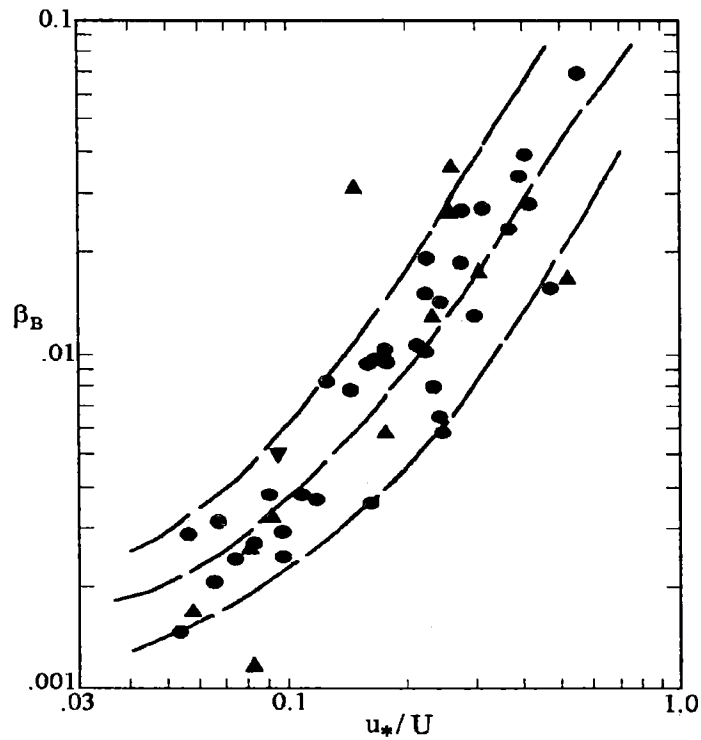


Figura 2.16 - Correlação do parâmetro β_B com o adimensional u_* / U para o modelo de Beltaos (BELTAOS, 1980).

2.4.6.4.5 - Modelo Híbrido de Vargas & Mellado

Uma comparação entre as fórmulas práticas de Elder, McQuivey-Keefe, Fischer e Liu foi feita por VARGAS & MELLADO (1994), utilizando os resultados da literatura de estudos de dispersão realizados em rios largos, pouco profundos e de baixas declividades. Desta comparação, Vargas & Mellado concluíram que a fórmula de McQuivey-Keefe é a que produz as melhores estimativas de E_L , com um erro médio padrão em torno de 42%. Em seu trabalho os autores propuseram, ainda, um modelo híbrido de previsão, que combina as fórmulas de McQuivey-Keefe e Liu, mas com um coeficiente β_{VM} estimado em função de um fator adimensional (B/R_H). Este modelo foi escrito como

$$E_L = \beta_{VM} \cdot \frac{Q^2}{u_* R_H^3} \quad (2.142)$$

Através de um ajuste de regressão para a mesma base de dados dos estudos comparativos, para uma faixa de valores de declividades entre 0,001 e 0,003 e para $18,27 \leq B/R_H \leq 152,25$, Vargas & Mellado obtiveram

$$\beta_{VM} = 7,3867 \left(\frac{B}{R_H} \right)^{-1,8558} \quad (2.143)$$

2.4.6.4.6 - Considerações Adicionais sobre o Uso de Fórmulas Práticas

EIGER (1991) tece algumas considerações com relação ao emprego das fórmulas práticas. Observa que, havendo disponibilidade de dados de campo para as distribuições temporais de concentração, seria sempre mais recomendável o uso de um dos métodos diretos descritos no item 2.4.6. Ou, sendo conhecidas as distribuições de velocidade e a difusividade turbulenta transversal no trecho em estudo, justificar-se-ia mais o cálculo pelo modelo definido pela Eq. (2.108). Assim, somente na ausência de dados de campo é que as fórmulas práticas deveriam ser vistas como um recurso utilizável. Ainda, segundo Eiger, os resultados de um estudo em que se adota um valor de E_L calculado a partir de fórmulas práticas, deveriam ser analisados com cautela, em função da restrita confiabilidade das fórmulas.

Fischer destaca a impossibilidade prática de estabelecer um modelo simples e geral de previsão de E_L que seja capaz de levar em conta todos os efeitos de escoamentos naturais, notadamente aqueles causados pelas irregularidades do canal, caracterizadas por sinuosidades, contrações e expansões súbitas e suaves, presença de ilhas, bancos de areia, vegetação, pilares de pontes, etc.. Dessas irregularidades e da

multiplicidade tanto da forma das seções, quanto das rugosidades dos canais naturais, resulta a restrita confiabilidade dos resultados produzidos pelas fórmulas práticas.

Fischer observa, contudo, que existem situações práticas em que não se exige grande precisão na estimativa do coeficiente de dispersão longitudinal, quando então o uso de uma fórmula simples torna-se aceitável. Situações típicas citadas são a estimativa do comprimento de uma nuvem de poluente em dispersão em um rio, que é proporcional à raiz quadrada do coeficiente E_L , e a quantificação do valor de pico da concentração de um poluente, resultante de um derramamento instantâneo e acidental, que é uma quantidade inversamente proporcional à raiz quadrada de E_L .

3. REAERAÇÃO DE CURSOS D'ÁGUA NATURAIS

3.1 Importância da Reaeração

A busca do controle da qualidade da água de escoamentos naturais exige uma efetiva atuação para minimizar os efeitos causados pela ação de fontes poluidoras. Para isso são tomadas decisões que, muitas vezes, se apóiam em modelos para o oxigênio dissolvido (OD) e que observam os padrões de qualidade da água. Estes modelos, simulando as trocas do OD, são usados nos cálculos das cargas de resíduos suportáveis pelo escoamento para que os padrões definidos para a concentração do OD não sejam violados.

Após o resíduo orgânico ter sido descarregado no corpo d'água receptor, tem andamento um processo natural de purificação: o abatimento do nível de concentração do material objetável ocorre pela sua transformação em uma forma mais estável, através da oxidação biológica, e pelo efeito da diluição e do decaimento natural em decorrência das ações físicas da advecção e da mistura transversal turbulenta e dispersão longitudinal.

No processo de oxidação biológica o oxigênio dissolvido é utilizado pelos microorganismos (bactérias) aquáticos para metabolizar a matéria orgânica. À quantidade de oxigênio requerida pelos microorganismos para estabilizar a matéria orgânica sob condições aeróbias denomina-se Demanda Bioquímica do Oxigênio (DBO).

◦ Para uma dada carga de resíduos, a capacidade de auto-purificação de um rio dependerá das concentrações do OD e, fundamentalmente, da capacidade do escoamento repor o oxigênio que será consumido na biodegradação de resíduos orgânicos.

◦ Como formas de reposição natural do oxigênio têm-se os processos de caráter endógeno e exógeno: o primeiro se dá devido à produção fotossintética do oxigênio pelas algas e tem maior importância relativa na reoxigenação de lagos; o segundo se caracteriza pela transferência do oxigênio atmosférico para a água e constitui-se na principal fonte de reposição do OD em cursos d'água naturais.

Denomina-se reaeração a reoxigenação natural exógena, que é fisicamente descrita pela difusão do oxigênio na água a partir da atmosfera. É ela,

pois, em último caso, quem controla e limita a capacidade de um curso d'água natural para receber e assimilar resíduos orgânicos. Por isso, considerando a necessidade de harmonização para usos conflitantes como o abastecimento de água e a recepção de efluente, o conhecimento da capacidade de reoxigenação natural de um curso d'água constitui-se em uma exigência básica para o planejamento do controle da poluição e para o gerenciamento da disposição final dos resíduos.

A capacidade de reaeração de um curso d'água é uma função direta da movimentação turbulenta sofrida pela água em escoamento, e pode ser avaliada mediante a quantificação de um parâmetro, o coeficiente de reaeração, K_2 , que dá a medida da velocidade do processo de transferência gasosa associada à absorção do oxigênio.

O coeficiente de reaeração constitui-se no principal parâmetro usado em modelos de qualidade na avaliação preventiva do efeito da descarga de resíduos orgânicos sobre a concentração do oxigênio dissolvido (OD) em cursos de água naturais. Se for definida a carga de resíduo orgânico, esta poderá ser comparada com a capacidade de auto-purificação do rio que, por sua vez, dependerá das concentrações do OD e, fundamentalmente, da capacidade do escoamento repor o oxigênio que será consumido na biodegradação de resíduos orgânicos. Por isso, o conhecimento do coeficiente de reaeração deve ser tão preciso quanto possível, pois dele dependerá a definição da carga máxima de resíduos assimilável ou do nível de tratamento requerido para esses resíduos que serão despejados no corpo de água receptor.

○ Considerando-se cursos d'água receptores de despejos orgânicos caracterizados por uma disponibilidade limitada do oxigênio dissolvido, a reaeração constitui-se no parâmetro crítico para a definição do nível de tratamento requerido dos resíduos orgânicos, para a limitação das dimensões de instalações industriais e estações de tratamento e para a seleção dos locais mais adequados para novas estações.

Conforme fora observado por St. JOHN et al. (1984), se o coeficiente de reaeração é incorretamente estimado, e assim usado em um modelo de qualidade da água, as conclusões daí tiradas poderão conduzir a prejuízos de natureza financeira ou a sérios danos para o meio ambiente. Quando, por exemplo, para um dado curso de água natural se adota um coeficiente de reaeração 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 coeficiente de reaeração 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 isso, conhecer bem a capacidade de reoxigenação natural de um curso d'água constitui-se em uma exigência básica para o planejamento do controle da poluição e para o gerenciamento da disposição final dos resíduos.

3.2 Modelagem para o Oxigênio Dissolvido em Águas Naturais

3.2.1 Comportamento de um Constituinte não Conservativo em Água

A equação da advecção-dispersão de um constituinte passivo em água foi desenvolvida no Capítulo 2 com a consideração do constituinte conservativo. Contudo, existem aplicações da teoria de mistura em cursos d'água naturais em que as substâncias consideradas não são conservativas. Situações típicas são encontradas nos casos em que se utilizam traçadores gasosos, ou quando se promove o estudo do comportamento da demanda bioquímica do oxigênio e do próprio oxigênio dissolvido (particularmente tratados neste item).

A descrição matemática da evolução espacial e temporal da concentração de um constituinte não conservativo, de comportamento passivo e dissolvido na água em escoamento, pode ser feita com base em equações diferenciais desenvolvidas a partir de um balanço de massa, levando-se em conta os diferentes mecanismos de transporte, como no Capítulo 2, mas introduzindo-se as múltiplas fontes e sumidouros eventualmente existentes.

Para uma apresentação mais breve da equação do balanço de massa, e tendo em vista os objetivos do presente desenvolvimento, será admitido que a substância seja uniformemente distribuída segundo a seção transversal ao escoamento (escoamento não estratificado), de forma que a concentração seja sempre considerada uma função do tempo e da posição longitudinal apenas (modelo unidimensional).

Para o volume de controle (VC) conforme representado no esquema da Figura 3.1, o princípio da conservação da massa é apresentado na forma geral:

$$\left(\begin{array}{l} \text{massa que entra no VC na} \\ \text{unidade de tempo } (\dot{m}_{in}) \end{array} \right) - \left(\begin{array}{l} \text{massa que sai do VC na} \\ \text{unidade de tempo } (\dot{m}_{out}) \end{array} \right) = \left(\begin{array}{l} \text{taxa de variação} \\ \text{da massa no VC} \end{array} \right) + \left(\begin{array}{l} \text{massa gerada ou extinta,} \\ \text{na unidade de tempo,} \\ \text{no interior do VC} \end{array} \right)$$

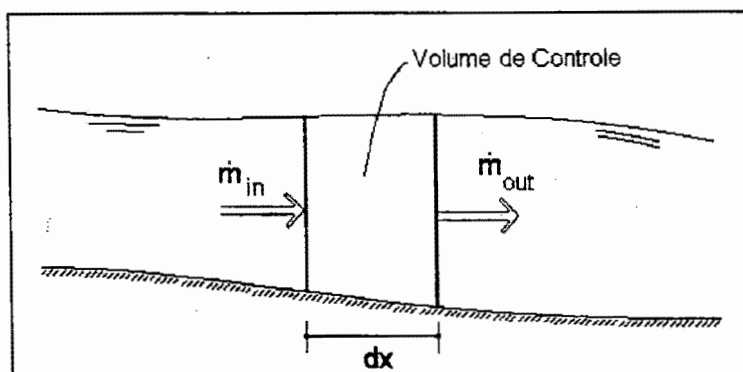


Figura 3.1 - Volume de controle em um curso d'água para a realização do balanço de massa.

As quantidades que entram e saem do volume de controle são decorrentes de dois tipos de fluxos: o fluxo advectivo, representado pelo transporte do constituinte pela velocidade média do escoamento, e o fluxo dispersivo, que é originário da ação cisalhante do campo real de velocidade combinada com a difusão turbulenta transversal ao escoamento, conforme apresentação feita no Capítulo 2. Com as considerações feitas, cada uma das quantidades que representam os fluxos acima se escrevem como:

- fluxo advectivo que entra no VC: $U \cdot A \cdot C$
- fluxo advectivo que sai do VC: $U \cdot A \cdot C + \frac{\partial}{\partial x}(U \cdot A \cdot C) dx$
- fluxo dispersivo que entra no VC: $-E_L \cdot A \cdot \frac{\partial C}{\partial x}$
- fluxo dispersivo que sai do VC: $-E_L \cdot A \cdot \frac{\partial C}{\partial x} - \frac{\partial}{\partial x} \left(E_L \cdot A \cdot \frac{\partial C}{\partial x} \right) dx$

Assim considerando, a equação do balanço de massa resulta em

$$\frac{\partial(A \cdot C)}{\partial t} + \frac{\partial(U \cdot A \cdot C)}{\partial x} = \frac{\partial}{\partial x} \left(E_L \cdot A \cdot \frac{\partial C}{\partial x} \right) + s, \quad (3.1)$$

onde o primeiro termo do primeiro membro corresponde à taxa de variação de massa no interior do volume de controle e o último termo do segundo membro representa a quantidade do constituinte que é gerada ou extinta (termo s de fontes e sumidouros).

3.2.2 Simulação do OD em Cursos d'Água Naturais

Quando o constituinte é o oxigênio dissolvido, as fontes naturais são a produção fotossintética e a reoxigenação superficial, como já salientado. Como sumidouros do OD podem ser destacados, além do processo de oxidação bioquímica da matéria orgânica (DBO), a demanda bentônica do oxigênio que é resultante da atividade bacteriana na camada de lodo junto ao leito do rio, bem como a utilização do oxigênio na respiração dos organismos fotossintetizantes e das diferentes formas aeróbias de vida aquática.

Embora se utilize a DBO como uma variável única capaz de representar a quantidade necessária de oxigênio para a metabolização dos diferentes tipos de matéria orgânica biodegradável, a sua quantificação no meio não é nada simples, dadas as possibilidades de variação temporal e espacial desta grandeza, particularmente em decorrência da multiplicidade de fontes e sumidouros da própria DBO no escoamento (Figura 3.2).

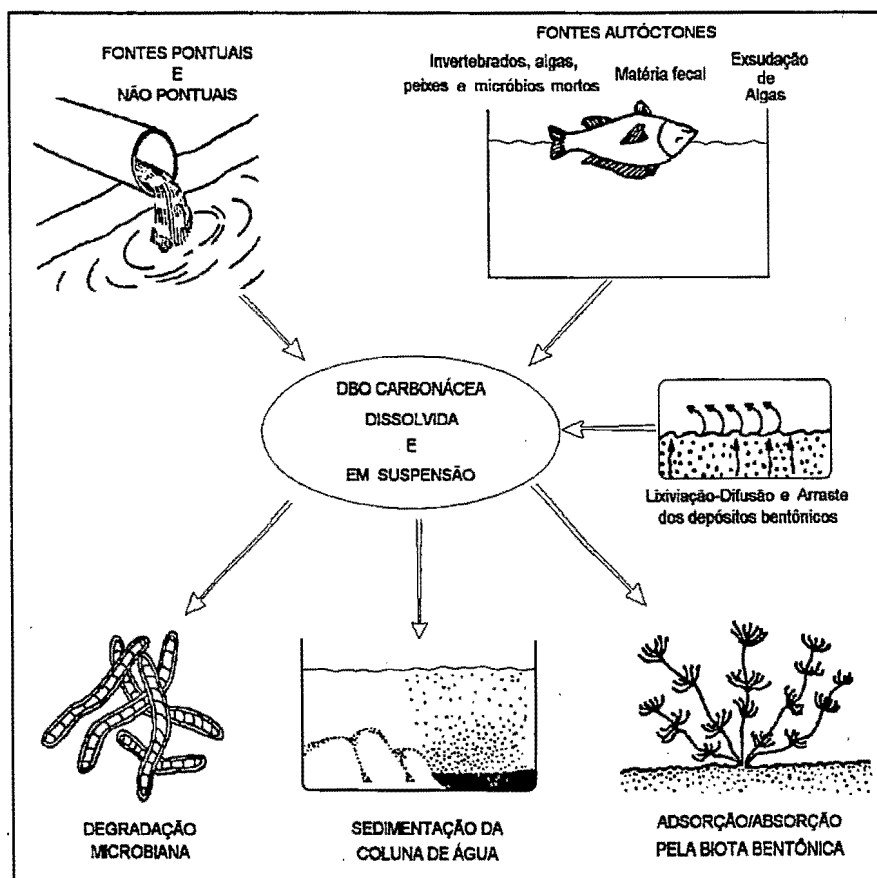


Figura 3.2 - Fontes e sumidouros da DBO carbonácea no ambiente aquático (BOWIE et al, EPA, 1985)

De maneira geral pode-se dizer que a oxidação metabólica da matéria orgânica tem como produto, num primeiro estágio, gás carbônico (CO_2), amônia (NH_3) e água, sendo conhecida como DBO carbonácea. Posteriormente, o oxigênio ainda poderá ser consumido no processo de nitrificação, onde a amônia é biologicamente oxidada à forma de nitrato: também conhecida como DBO nitrogenada.

Em rios e ribeirões, na prática, para considerar a forma funcional do termo de fontes e sumidouros (s) são levados em conta, fundamentalmente, o resultado da DBO carbonácea, a passagem do oxigênio atmosférico para a água (reaeração), e outros mecanismos, como a fotossíntese e sua variação diária e a demanda bentônica.

Deve-se a Streeter & Phelps* (1925), citados por CHURCHILL et al (1962), num trabalho pioneiro, o uso inicial de formulações matemáticas para representar as variações temporais da DBO e da concentração do OD. Para o processo de decaimento da DBO foi proposto, com base em observações experimentais, que a taxa de oxidação bioquímica da matéria orgânica é proporcional à DBO remanescente. Nestes termos, foi postulada a reação de primeira ordem, da forma

$$\frac{dL}{dt} = -k_1 \cdot L \quad (3.2)$$

sendo L a demanda bioquímica (carbonácea) instantânea de oxigênio, usualmente medida em mg/l, e k_1 o coeficiente da taxa de reação da DBO carbonácea (ou coeficiente de desoxigenação), normalmente medido em dia^{-1} .

Streeter & Phelps, ainda segundo Churchill et al., utilizaram pela primeira vez em rios os resultados dos estudos de ADENEY & BECKER (1919) que mostraram que, em águas não estratificadas e sob condições de temperatura e mistura turbulenta constantes, a taxa de transferência de massa de oxigênio, por unidade de volume de água na qual se dissolve, é diretamente proporcional ao déficit com relação ao valor de saturação do oxigênio em água, sendo o coeficiente de reaeração a constante de proporcionalidade. Ou, em termos matemáticos,

$$\frac{dC}{dt} = K_2 \cdot (C_s - C) = K_2 \cdot D, \quad (3.3)$$

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

onde C_s é a concentração de saturação do oxigênio dissolvido e D é déficit relativo à saturação, normalmente medidos em mg/l, e K_2 é o coeficiente de reaeração (dia^{-1}).

Considerando as relações fundamentais expressas pelas Eqs. (3.2) e (3.3) como correspondentes aos termos de fonte e sumidouro relativos aos transportes simultâneos do OD e da DBO num curso d'água natural, e com base num modelo geral representado pela Eq. (3.1) pode-se escrever, com a consideração adicional de canal de seção prismática:

- para o OD (concentração C):

$$\frac{\partial C}{\partial t} + U \frac{\partial C}{\partial x} = \frac{\partial}{\partial x} \left(E_L \cdot \frac{\partial C}{\partial x} \right) + K_2 (C_s - C) - k_1 L \quad (3.4)$$

- para a DBO (concentração L):

$$\frac{\partial L}{\partial t} + U \frac{\partial L}{\partial x} = \frac{\partial}{\partial x} \left(E_L \cdot \frac{\partial L}{\partial x} \right) - k_1 L \quad (3.5)$$

Em escoamento permanente e uniforme, a solução dada por Streeter & Phelps admite um despejo contínuo de uma carga constante do material biodegradável. Em consequência, são considerados desprezíveis os efeitos da dispersão longitudinal e estarão ausentes as variações temporais das concentrações. Nestas condições, para os valores iniciais do déficit do OD, $D_0 = C_s - C_0$, e da DBO, L_0 , em $x=0$, a solução para o déficit de concentração do OD ao longo da distância longitudinal x , contada a partir do ponto de descarga, pode ser dada na forma

$$D = \frac{k_1 \cdot L_0}{K_2 - k_1} \left[\exp \left(-k_1 \frac{x}{U} \right) - \exp \left(-K_2 \frac{x}{U} \right) \right] + D_0 \exp \left(-K_2 \frac{x}{U} \right) \quad (3.6)$$

Um gráfico do déficit D em função da distância longitudinal x (ou do tempo t , considerando-se dD/dt equivalente a UdD/dx), produz a clássica curva de abatimento do déficit de concentração do oxigênio dissolvido, curva de depressão ou *curva sag*, esboçada na Figura 3.3, que inclui ainda o efeito da DBO para uma reaeração hipoteticamente nula.

A Eq. (3.6) exprime o fato de que à medida que o teor de oxigênio diminui, simultaneamente aumenta a intensidade do fluxo por difusão do oxigênio atmosférico para a água, como também procura mostrar o gráfico da Figura 3.6 (linha

cheia). Este fluxo será tanto mais intenso quanto maior for o déficit de oxigênio com relação à sua concentração de saturação na água.

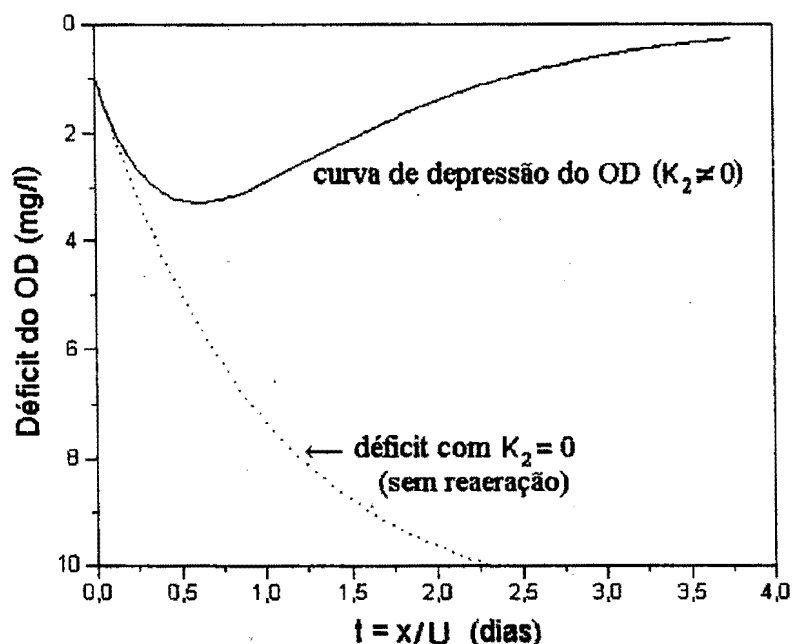


Figura 3.3 - Um exemplo de curva de depressão da concentração, com e sem reaeração (Adaptado de BENNETT & RATHBUN, 1972)

Outros processos, além da DBO e da reaeração, podem ser importantes no balanço de massa do OD em cursos d'água naturais. Para considerá-los, diversos outros modelos foram propostos e estão presentes na literatura, conforme resumo apresentado por BENNETT & RATHBUN (1972).

Como novo exemplo, cita-se o trabalho de DOBBINS (1964), que incluiu, ainda, a remoção da DBO por sedimentação ou adsorção em sedimentos do fundo do canal, a remoção do OD pela sua difusão na camada bentônica e pela respiração do plâncton e plantas fixas, a adição longitudinal da DBO que poderia ocorrer num trecho em função do escoamento superficial (*runoff*) e pelo arraste provocado junto aos depósitos do fundo, a adição do OD devido à produção fotossintética de organismos clorofilados, além de uma redistribuição contínua da DBO e do OD pelos efeitos da dispersão longitudinal.

No modelo de Dobbins, o OD e a DBO são admitidos uniformemente distribuídos em toda e qualquer seção transversal considerada, permitindo que os

processos sejam descritos por uma equação diferencial unidimensional, como a Eq. (3.1). Assim, para um canal de seção prismática, pode-se escrever:

- para o OD (concentração C):

$$\frac{\partial C}{\partial t} + U \frac{\partial C}{\partial X} = \frac{\partial}{\partial X} \left(E_L \cdot \frac{\partial C}{\partial X} \right) + K_2 (C_S - C) - k_1 L - (D_B + D_R - P_f) \quad (3.7)$$

- para a DBO (concentração L):

$$\frac{\partial L}{\partial t} + U \frac{\partial L}{\partial X} = \frac{\partial}{\partial X} \left(E_L \cdot \frac{\partial L}{\partial X} \right) - (k_1 + k_3) L + L_R. \quad (3.8)$$

Nestas expressões, D_B é a demanda bentônica do OD, D_R é a taxa de consumo do OD por respiração do plâncton e plantas fixas, P_f é a taxa de produção fotossintética de oxigênio, k_3 é o coeficiente de remoção da DBO por sedimentação (cujo processo também é suposto de primeira ordem) e L_R é a taxa de adição da DBO ao longo do trecho. Os processos representados por D_B , D_R , P_f e L_R são considerados uniformemente distribuídos ao longo da dimensão longitudinal do escoamento.

Dobbins resolveu as Eqs. (3.7) e (3.8), com as considerações mencionadas e as hipóteses adicionais de escoamento uniforme e regime permanente, $\partial C/\partial t = 0$ e $\partial L/\partial t = 0$, e considerou desprezível o efeito da dispersão longitudinal comparado com os demais termos. Para os valores iniciais $D_0 = C_S - C_0$ e L_0 , e com os parâmetros constantes C_S , K_2 , k_1 , k_3 , D_B , D_R , P_f , a solução pode ser escrita na forma

$$D = \frac{k_1 \cdot L_0}{K_2 - (k_1 + k_3)} \left[\exp \left(-(k_1 + k_3) \frac{X}{U} \right) - \exp \left(-K_2 \frac{X}{U} \right) \right] + \frac{D_B + D_R - P_f}{K_2} \left[1 - \exp \left(-K_2 \frac{X}{U} \right) \right] + D_0 \exp \left(-K_2 \frac{X}{U} \right). \quad (3.9)$$

Modelos mais completos podem ainda ser encontrados em KRENKEL & NOVOTNY* (1980) e em O'CONNOR & DI TORO* (1970). Contudo, as soluções para as equações unidimensionais de transporte por advecção-dispersão

* KRENKEL, P. A. & NOVOTNY, V., (1980). *Water Quality Management*. Academic Press, N. York, 671 p.

* O'CONNOR, D. J. & DI TORO, D. M., (1970). *Photosynthesis and Oxygen Balance in Streams*. J. Sanitary Eng. Division, ASCE, 96 (SA2), pp. 547-571.

envolvendo situações mais complexas, com descargas pontuais ou não da carga orgânica, têm sido obtidas numericamente. As soluções numéricas são normalmente alcançadas através do uso de algoritmos especialmente desenvolvidos para estes fins, como em WROBEL et al. (1989), ou por meio de programas computacionais mais completos. Nestes programas, que ainda permitem considerar outros diferentes parâmetros de qualidade da água (como o QUAL2EU, conforme BROWN & BARNWELL Jr., 1985), as equações são integradas numericamente no espaço e no tempo para cada um dos correspondentes constituintes escolhidos como parâmetros de qualidade da água.

3.3 Modelos de Previsão do Coeficiente de Reaeração

Desde a primeira metade do presente século um grande número de modelos baseados em desenvolvimentos teóricos e experimentais foram apresentados para explicar os processos da absorção ou dessorção de um gás em um líquido em movimentação turbulenta. Em particular para a transferência de gases pouco solúveis em água, como o oxigênio, esses modelos são tentativas de estabelecer uma formulação matemática para o coeficiente de transferência gasosa, procurando incluir as propriedades dos meios físicos envolvidos, consideradas relevantes no processo.

Uma extensa revisão dos modelos conceituais, empíricos e semi-empíricos voltados para o problema da transferência gasosa em água pode ser encontrada em uma série de trabalhos, como em BENNETT & RATHBUN (1972), LAU (1972b), SCHULZ (1985), BARBOSA (1989) e CUNHA (1993), ou ainda dentro da coletânea de trabalhos editada por BRUTSAERT & JIRKA (1984). Contudo, para não haver perda de continuidade na apresentação do assunto da reaeração, os principais modelos serão aqui abordados em um nível apenas superficial, dando-se relativa ênfase aos modelos clássicos de transferência conhecidos como Teoria dos dois Filmes Fluidos, Teoria da Penetração e Teoria da Renovação Superficial, que constituem a base dos desenvolvimentos que se seguiram. É feita, ainda, uma breve explanação com relação aos demais modelos e, em particular, aos últimos avanços alcançados. Busca-se, com isso, montar um quadro que exponha o conjunto de idéias que já foram lançadas com o propósito de encontrar uma teoria capaz de explicar o ainda nebuloso mecanismo físico da transferência de massa gasosa em interface ar-água.

3.3.1 Modelos Teóricos

Para o caso do oxigênio em água, as teorias clássicas existentes consideram que no mecanismo da absorção a principal resistência encontra-se numa fina camada junto à superfície, onde o papel dominante é desempenhado pela difusividade molecular do gás na água. Em qualquer instante, o valor da concentração da camada líquida em contacto com a atmosfera é admitido igual ao valor de saturação. Na porção principal do líquido, a uma certa distância abaixo da interface, a concentração do gás dissolvido é considerada uniformemente distribuída, uma vez que se admite que o gás dissolvido possa ser misturado nesta região muito mais rapidamente do que difunde na porção superficial. Por isso, com base nestas considerações, a fina camada em que ocorre a difusão molecular deve efetivamente atuar como um gargalo em todo o processo da transferência gasosa.

A forma matemática utilizada para expressar o fluxo de massa ou taxa média de absorção do gás, por unidade de área normal, segue o modelo de ADENEY & BECKER e é aqui apresentada numa forma conveniente segundo

$$\bar{j} = K_L \cdot (C_s - C_b), \quad (3.10)$$

sendo \bar{j} a taxa média de transferência de massa por unidade de área, C_s a concentração de saturação, C_b a concentração do gás dissolvido na porção principal do líquido (suposta constante) e K_L o coeficiente de transferência de massa (ou coeficiente global de transferência de massa). O valor do coeficiente K_L depende das características da turbulência presente no escoamento, bem como das propriedades físicas do líquido e do gás envolvidos.

Para gases pouco solúveis em água, através da lei de Henry (LINCOFF & JAMES, 1984) o valor da concentração C_s pode ser relacionado à pressão parcial do gás na atmosfera ou, por conveniência de notação, à concentração C_g do gás no ar na forma

$$C_g = H_C \cdot C_s. \quad (3.11)$$

No modo apresentado, o coeficiente da lei de Henry, H_C , é adimensional.

Os modelos teóricos clássicos para o coeficiente de transferência de massa iniciam com a descrição do processo de transferência conforme regido pela lei de Fick (Eq. 2.1), onde a taxa instantânea de absorção de massa gasosa, por unidade de área, na superfície, é escrita segundo

$$j = -D_m \left(\frac{\partial C}{\partial y} \right)_{y=0}, \quad (3.12)$$

sendo j a taxa instantânea de transferência de massa por unidade de área, D_m a difusividade molecular, C a concentração do gás em difusão e y a coordenada espacial na direção da difusão. A partir daí, basicamente, os modelos diferem por considerarem diferentes hipóteses relativas ao tempo que um elemento líquido fica exposto à fase gasosa.

O *modelo dos filmes fluidos* (LEWIS & WHITMAN, 1924) considera a existência de duas finas camadas ou filmes fluidos viscosos junto à interface líquido-gasosa: um filme gasoso acima da interface, e outro líquido abaixo. A taxa de transferência gasosa entre a atmosfera e a água é vista como proporcional aos gradientes de concentração existentes em cada um dos filmes, sendo esta representação considerada como um modelo de duas resistências em série. Para o filme líquido o modelo é representado pela forma da Eq. (3.10), e dentro do filme gasoso a taxa de transferência é governada por um modelo análogo, porém com um coeficiente de proporcionalidade representado por um coeficiente de filme gasoso e com um gradiente de concentração definido para a fase gasosa.

Em condições de regime permanente, a manipulação das equações permite estabelecer uma expressão para a resistência equivalente (ou global) do processo da transferência gasosa na forma da soma das resistências de cada uma das fases, que é escrita como

$$\frac{1}{K_{TG}} = \frac{1}{K_L} + \frac{1}{H_C K_G}, \quad (3.13)$$

sendo K_{TG} o coeficiente de transferência global, K_L o coeficiente do filme líquido e K_G o coeficiente do filme gasoso, todos medidos com unidade de comprimento por tempo.

A importância relativa dos filmes líquido e gasoso é determinada pelo coeficiente da lei de Henry e pode ser mais facilmente avaliada pela forma rearranjada da Eq. (3.13), (O'CONNOR, 1984):

$$\frac{K_{TG}}{K_L} = \frac{1}{1 + (K_L / H_C K_G)}. \quad (3.14)$$

Para gases pouco solúveis em água, que apresentam valores relativamente elevados do coeficiente da lei de Henry ($H_c \geq 0,1$), a taxa de transferência de massa é controlada pela resistência do filme líquido (LISS & SLATER, 1974; MATTER-MÜLLER et al., 1981). Para o oxigênio, em particular, $H_c \cong 30$ e $K_{TG} = K_L$. Limites quantitativos para a predominância da resistência de uma fase sobre a outra podem ainda ser encontrados em MACKAY & LEINONEN (1975), SMITH et al. (1980) e MUNZ & ROBERTS (1984).

A consideração de que a concentração dentro do filme varia linearmente com a distância à superfície, que é admitida como razoável em função da diminuta espessura do filme, permite escrever a Eq. (3.12) para a região do filme líquido superficial na forma

$$j = -D_m \left(\frac{\partial C}{\partial y} \right)_{y=0} = D_m \frac{C_s - C_b}{\delta}, \quad (3.15)$$

que combinada com a Eq. (3.10) produz

$$K_L = \frac{D_m}{\delta}, \quad (3.16)$$

onde δ é a espessura do filme líquido. A forma da Eq. (3.16) sugere que o efeito da turbulência sobre o coeficiente de transferência deve ser manifestado através da espessura do filme líquido.

Com relação à aplicação do modelo dos filmes fluidos em problemas ambientais, e em particular aos escoamentos em rios, ribeirões e canais artificiais, uma imediata desvantagem apontada decorre do fato que é irreal a suposição da existência de um filme viscoso na interface. Contudo, devido à simplicidade da forma e a aparente facilidade de aplicação do modelo, muitos pesquisadores ainda o consideram bastante adequado para a descrição do fenômeno da transferência gasosa. Ressalta-se que, embora o modelo dos filmes fluidos tenha sido originalmente desenvolvido para descrever o fenômeno da absorção de gases, o seu uso tem sido estendido para descrever os processos de volatilização ou dessorção de compostos químicos das águas naturais superficiais (LISS & SLATER, 1974; MACKAY & LEINONEN, 1975; COHEN et al., 1978; SMITH et al., 1980; MATTER-MÜLLER et al., 1981; RATHBUN & TAI, 1981; ATLAS et al., 1982; RATHBUN & TAI, 1982; ROBERTS & DÄNDLIKER, 1983; MACKAY & YEUN, 1983; RATHBUN & TAI, 1987; HSIEH et al., 1993, entre outros).

No modelo proposto por HIGBIE* (1935), citado por KRENKEL & ORLOB (1962) e por HINES & MADDOX (1985), conhecido como *teoria da penetração*, é postulada a existência de um estado não permanente de difusão na superfície, como consequência de uma contínua substituição do líquido da interface por elementos líquidos oriundos das camadas inferiores, que seria decorrente da movimentação turbulenta do líquido. De acordo com esta idealização, o mecanismo difere daquele do modelo dos filmes por considerar que o oxigênio não tem tempo suficiente para penetrar o filme líquido superficial e estabelecer um perfil linear de concentração.

Higbie supôs que os elementos superficiais seriam todos substituídos ao atingirem um tempo de exposição t_e , que seria então a "idade limite" do filme superficial. Formulou uma expressão para a função de distribuição das idades dos elementos líquidos superficiais e resolveu a equação da difusão (Eq. (2.11), unidimensional) encontrando

$$K_L = 2 \sqrt{\frac{D_m}{\pi t_e}} \quad (3.17)$$

O mecanismo presente na teoria da penetração é capaz de descrever o fato de que se tem um aumento do coeficiente de transferência com a elevação do nível da turbulência, cujo reflexo então se faz sentir na diminuição do tempo de exposição t_e representado na Eq. (3.17). Contudo, o caráter aleatório da turbulência ainda opõe-se à idéia da substituição de todos os elementos superficiais com uma mesma idade limite.

A *teoria da renovação superficial*, proposta por DANCKWERTS (1951), é uma extensão do modelo da penetração e também contraria a idéia da estabilidade do filme líquido superficial contida no modelo de Lewis & Whitman. No modelo de Danckwerts também se propõe a contínua substituição dos elementos superficiais por elementos da porção líquida inferior, que se faz pela ação dos turbilhões que se estendem até à superfície, como no modelo de Higbie. Contudo, em qualquer instante, o líquido superficial é, agora, visto como constituído de elementos cujos tempos de exposição são variados; qualquer elemento superficial, independente da sua idade, teria a mesma chance de ser substituído, diferentemente do proposto por Higbie.

* HIGBIE, R., (1935). *The Rate of Absorption of a Pure Gas Into a Still Liquid During Short Periods of Exposure*. Am. Inst. Chem. Engineers. Trans., Vol. 31, pp 365-390.

Danckwerts formulou uma nova expressão para a distribuição das idades dos elementos superficiais, introduzindo uma taxa de renovação constante (que seria uma característica de um sistema em particular), e obteve da solução analítica das Eqs. (3.10) e (3.12),

$$K_L = \sqrt{D_m \cdot s}, \quad (3.18)$$

onde s é a taxa de renovação superficial.

A tentativa de se fazer uso prático do modelo representado pela Eq. (3.18) esbarra na quantificação do parâmetro s . Em estudos conduzidos em tanques onde o líquido é agitado por grade ou agitador rotativo, este parâmetro tem sido correlacionado com a frequência de oscilação da grade ou de rotação do agitador. Em rios e ribeirões, contudo, nenhuma propriedade hidrodinâmica macroscópica pôde ainda ser facilmente relacionada à taxa de renovação superficial. Para esses casos, tem sido proposta a utilização de conceitos básicos da turbulência para determinar a taxa de renovação superficial. Assim, s poderia ser definido pela razão da intensidade da turbulência por uma escala de comprimento da turbulência junto à superfície. A intensidade da turbulência seria definida pela raiz média quadrática (valor rmq) das flutuações verticais de velocidade, $\sqrt{v'^2}$, e a escala da turbulência pelo comprimento de mistura de Prandtl, ℓ_m (O'CONNOR & DOBBINS, 1962). Contudo, não existe uma determinação conclusiva do papel das escalas da turbulência na taxa de renovação superficial (KOMORI, et al., 1990).

Com relação aos modelos clássicos de transferência já abordados, vale dizer que a despeito da maior simplicidade e até da intensidade do uso do modelo dos filmes fluidos, os resultados de experimentos realizados em laboratório não são suficientes para validar a sua formulação para a descrição do fenômeno da transferência gasosa. Enquanto TSIVOGLU et al. (1965) admitem ter encontrado uma razoável concordância entre resultados experimentais e as previsões teóricas do modelo dos filmes fluidos, resultados de outros estudos para a transferência de gases sob diferentes condições, como em KOZINSKI & KING (1966), adequaram-se melhor aos modelos da penetração e renovação superficial. A rigor, numa comparação entre os modelos clássicos apresentados, uma extensa linha de pesquisadores tem considerado mais real a descrição do mecanismo pelo modelo que introduz um sentido estatístico ao escoamento turbulento, conforme proposto por Danckwerts, como PENG et al., 1995. Contudo, a dificuldade de se determinar a taxa

s, tanto quanto o tempo de exposição t_e ou a espessura do filme δ , limita a aplicabilidade prática de qualquer um destes modelos.

As proposições que se seguiram aos modelos clássicos apresentados embora por um lado acrescentem substância à discussão e entendimento do fenômeno, por outro não permitem ainda a verificação de qualquer um dos modelos. Estes novos modelos novamente introduzem parâmetros de difícil quantificação, o que também os limita a um caráter puramente conceitual, conforme a breve exposição dos mesmos que se faz a seguir.

Postulando que as equações do modelo do filme e dos modelos de penetração e renovação são casos limites de uma equação mais geral, DOBBINS* (1956), citado por RAINWATER & HOLLEY (1983), propôs uma teoria que combina os modelos do filme e da penetração (*teoria da penetração do filme*), introduzindo uma dependência do grau de turbulência do sistema. De acordo com esta formulação,

$$K_L = (s \cdot D_m)^{1/2} \coth\left(\frac{s \cdot \delta}{D_m}\right)^{1/2} \propto D_m^\eta \quad (3.19)$$

com a potência η do coeficiente de difusão molecular variando desde 0,5 até 1,0, conforme o nível da turbulência reinante no sistema. De acordo com o modelo de Dobbins, sob condições de turbulência suficientemente intensa η aproxima-se de 0,5, como nas teorias da renovação superficial e da penetração, enquanto que para as condições de turbulência fraca ou escoamento laminar η aproxima-se de 1,0, o que é previsto pelo modelo dos filmes.

Algumas modificações na teoria da penetração do filme foram propostas. Semelhantemente ao postulado por Dobbins, TOOR & MARCHELLO (1958) consideraram o papel da difusão molecular no filme superficial e introduziram uma não permanência no transporte difusivo, obtendo uma formulação pela qual as teorias do filme e da renovação são casos limites. HARRIOTT* (1962), citado por BENNETT & RATHBUN (1972), introduziu a hipótese de que a renovação não se faz necessariamente na interface, e apresentou uma função densidade de probabilidade para descrever as distribuições do período de renovação e da distância abaixo da

* DOBBINS, W. E., (1956). *The Nature of the Oxygen Transfer Coefficient in Aeration Systems*. In: *Biological Treatment of Sewage and Industrial Wastes*. McCabe, J. & Eckenfelder, W. W., Jr., ed. Reinhold Book Corp., N. York, pp. 141-253.

* HARRIOTT, P. (1962). *A Random Eddy Modification of the Penetration Theory*. *Chem. Eng. Sci.*, Vol. 17, pp. 149-154.

interface em que ocorre a renovação. MARCHELLO & TOOR* (1963), citados por BENNETT & RATHBUN (1972), propuseram que a camada superficial, em vez de renovada, seria misturada instantaneamente em intervalos de tempo que se distribuiriam de acordo com a mesma função de distribuidades das idades proposta por Dankwerts. PENG et al. (1995) idealizaram um filme superficial fracionado em pequenos elementos, que são renovados continuamente pela turbulência junto à interface, e exprimiram uma nova função de distribuição das idades dos elementos superficiais a partir de resultados obtidos com os balanços de massa e energia aplicados a um elemento do filme superficial.

KING* (1966), citado por KOZINSKI & KING, apresentou um modelo pelo qual as teorias da renovação superficial e da penetração do filme são casos especiais de uma formulação mais geral (*teoria da renovação superficial com difusividade turbulenta amortecida*). O modelo de King incorpora uma difusividade turbulenta na equação da difusão para levar em conta o papel da turbulência numa fina camada junto à superfície. E, para esta região escreve a equação de transporte:

$$\frac{\partial C}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial y} \left[(D_m + \varepsilon_t) \frac{\partial C}{\partial y} \right], \quad (3.20)$$

onde a difusividade turbulenta é escrita em termos da distância à superfície na forma

$$\varepsilon_t = a \cdot y^b \quad (3.21)$$

para considerar o amortecimento devido à presença de uma interface. No modelo de King os turbilhões de escala superior à espessura da camada superficial resistiva devem contribuir com a renovação superficial, enquanto o efeito dos turbilhões de menor escala é levado em conta pela incorporação da difusividade turbulenta ao termo de difusão na equação de transporte. Uma solução particular da equação da difusão do modelo de King produz uma formulação para K_L análoga àquela apresentada por Higbie. Conforme apontado por LAU (1972b), o modelo de King requer a avaliação de um tempo de exposição, t_e , além dos parâmetros a e b da Eq. (3.21); por isso, embora ele tenha a aparente vantagem conceitual de eliminar a

* MARCHELLO, J. M. & TOOR, H. L., (1963). *A Mixing Model for Transfer Near a Boundary*. Indus. and Eng. Chemistry Fundamentals, Vol. 2, pp. 8-12.

* KING, C. J., (1966). *Turbulent Liquid Phase Mass Transfer at a Free Gas-Liquid Interface*. Ind. and Eng. Chemistry Fundamentals, Vol. 5, n. 1, pp. 1-8.

definição de um filme superficial, no sentido prático ele não introduziu nenhuma melhoria que facilite o seu uso na previsão do coeficiente de reaeração.

KISHINEVSKY* (1955) e KISHINEVSKY & SEREBRYANSKY* (1956), citados por BENNETT & RATHBUN (1972), postularam que em altos níveis de turbulência a difusividade turbulenta supera em muito a molecular, mesmo junto à interface gás-líquido. Em níveis de agitação suficientemente intensos, encontraram resultados para a absorção de diferentes gases pela água mostrando que o coeficiente de transferência é independente da difusividade molecular.

KRENKEL & ORLOB (1962) admitem que o gás é absorvido numa taxa proporcional à difusividade molecular do gás na água, e é transportado para o meio líquido principal pela ação da difusão turbulenta. Com argumentos sustentados nas dimensões das grandezas consideradas relevantes no processo, propõem

$$K_2 = \left(\frac{D_t}{\nu} \right) \cdot \left(\frac{\varepsilon_t}{H^2} \right) \quad (3.22)$$

com

D_t = coeficiente de difusão turbulenta efetivo, incorporando as difusividades molecular e turbulenta junto à interface (D_t/ν = número de Schmidt),

H = profundidade do escoamento,

ε_t = coeficiente de difusão turbulenta, (ε_t/H^2 = taxa de renovação superficial).

SCHULZ & SCHULZ (1991) resolveram a Eq. (3.20) admitindo um valor de $b=1$ para o expoente da Eq. (3.21), de forma que o parâmetro α representa uma escala de velocidade. Nessa solução foram definidos alguns parâmetros adimensionais e foi possível estabelecer a seguinte relação entre dois desses adimensionais:

$$m^* \propto (x_{\min}^*)^n, \quad (3.23)$$

onde

$$x_{\min}^* = \frac{K \cdot D_m}{\alpha^2} \quad (3.24)$$

e

* KISHINEVSKY, M. Kh., (1955). *Two Approaches to the Theoretical Analyses of Absorption Processes*. Journal of Applied Chemistry, U.S.S.R., Vol. 28, pp. 881-886.

* KISHINEVSKY, M. Kh. & SEREBRYANSKY, V. T., (1956). *The Mechanism of Mass Transfer at the Gas-Liquid Interface with Vigorous Stirring*. Journal of Applied Chemistry, U.S.S.R, Vol. 29, pp. 29-33.

$$m^* = \frac{a \cdot H}{D_m} \quad (3.25)$$

Nessas expressões, x^*_{\min} e m^* são os adimensionais que, respectivamente, definem a superfície do líquido e o fluxo de massa através da interface, e K é o coeficiente de transferência de massa volumétrico ($K = K_L a$). O expoente n pode variar de $-1/2 < n < -1$ na faixa em que o adimensional $x^*_{\max} = K \cdot (a \cdot e + D_m) / a^2$, com e = espessura da camada superficial, varia de $10^{-2} < x^*_{\max} < 10^2$, que compreende desde a faixa de previsões do modelo dos filmes ($n = -1/2$), passando pelos modelos de renovação ($n = -2/3$), até as observações de Kishnevsky ($n = -1$). Em estudos realizados para testar a aproximação analítica do modelo, o parâmetro a foi comparado à uma velocidade característica do sistema, de modo que o termo m^* foi interpretado como um número de Peclet, e o expoente n comportou-se dentro da faixa sugerida (SCHULZ et al., 1993; CUNHA et al., 1994; MOMESSO et al, 1996).

Um outro conjunto de modelos introduz uma idealização na configuração espacial da turbulência na interface. Nessa linha, FORTESCUE & PEARSON (1967) propuseram um modelo para o processo da reaeração em rios pelo qual a transferência superficial gasosa seria decorrente dos processos de difusão molecular e advecção, com efeitos acoplados e não permanentes. A advecção seria promovida pelos turbilhões de grande escala (*modelo de grandes turbilhões*), que seriam então determinantes no processo da transferência.

Para simular a turbulência junto à superfície, Fortescue & Pearson idealizaram um campo de velocidade na forma de uma série de células quadradas rotativas, conferindo uma natureza alternativa ao vetor vorticidade. E, resolvendo numericamente a equação da advecção-difusão em regime permanente com um campo turbulento idealizado, encontraram

$$K_L \propto \sqrt{\frac{D_m \cdot (\overline{u'^2})^{1/2}}{\Lambda}}, \quad (3.26)$$

onde $(\overline{u'^2})^{1/2}$ representa a intensidade da turbulência longitudinal (valor rmq das flutuações turbulentas da velocidade longitudinal) e Λ é uma escala de comprimento da turbulência.

KOMORI et al. (1982, 1989) investigaram experimentalmente a estrutura da turbulência na superfície do escoamento livre e concluíram que junto à

interface as flutuações verticais de velocidade são amortecidas, ocorrendo uma redistribuição de energia com a promoção de movimentos horizontais. Concluíram ainda que a renovação superficial seria controlada pelos turbilhões de maior escala, com tamanhos próximos à escala integral da turbulência. KOMORI et al. (1982) apresentaram um modelo de renovação superficial simples, em que o coeficiente s é igualado à frequência definida pelo número de onda (k), isto é,

$$s = U \cdot k / (2\pi), \quad (3.27)$$

sendo U uma velocidade média local.

Outros modelos conceituais foram desenvolvidos para explicar o fenômeno da renovação superficial incorporando a turbulência do campo de velocidade no tratamento do problema. Entretanto, os resultados destes estudos mostram que ainda é controverso o papel dos turbilhões de diferentes escalas no controle do processo da transferência de massa. Como exemplo, LAMONT & SCOTT* (1970), citados por TAMBURRINO & GULLIVER (1990), propuseram um modelo onde os turbilhões de menor escala são relativamente mais importantes na transferência do gás através da superfície livre.

THEOFANOUS et al. (1976) destacam o papel das grandes escalas da turbulência como responsáveis pela movimentação e renovação superficial do líquido, e das pequenas escalas na dissipação da energia. Definiram a faixa de aplicabilidade dos modelos que consideram o papel predominante das grandes ou pequenas escalas da turbulência, baseando-se em um número de Reynolds para a turbulência.

De uma maneira geral, as diferentes teorias que associam a renovação superficial com a escala da turbulência resolvem a equação da advecção-difusão, introduzindo um modelo de células turbilhonares, para obter uma relação para o coeficiente de transferência na forma sugerida pelo modelo de renovação superficial

$$K_L \propto \sqrt{D_m \cdot s} = \sqrt{D_m \cdot \frac{V}{\Lambda}} \quad (3.28)$$

onde V e Λ são escalas de velocidades e comprimento da turbulência, respectivamente. Existem, contudo, dois métodos para avaliar K_L com relação à turbulência. Conforme resumem KOMORI et al. (1990), se os turbilhões de grande escala são responsáveis pela renovação superficial, como no modelo de Fortescue &

* LAMONT, J. C. & SCOTT, D. S. (1970). *An Eddy Cell Model of Mass Transfer into the Surface of a Turbulent Liquid*. Jour. Am. Inst. Chem. Engrg., Vol. 16, pp. 513-519.

Pearson, V e Λ serão dados pelos valores da raiz média quadrática das flutuações turbulentas de velocidade e da escala integral da turbulência, respectivamente. De outro modo, para as contribuições dos turbilhões de menor escala, V e Λ serão representados pelas micro-escalas da turbulência de Kolmogoroff, $(\nu \cdot \epsilon)^{1/4}$ e $(\nu^3/\epsilon)^{1/4}$, respectivamente, onde ν é a viscosidade cinemática e ϵ é a taxa de dissipação viscosa de energia por unidade de massa. MATSUO & HIRAYAMA (1982), compararam os dois métodos de avaliação do coeficiente de transferência com relação à turbulência e concluíram, com base em resultados experimentais, que o valor rmq das flutuações de velocidade são mais importantes que taxa de dissipação de energia na descrição do mecanismo de transferência do oxigênio, posto que os turbilhões de maior escala teriam maior importância relativa que os turbilhões de menor escala representados pela micro-escala de Kolmogoroff. CHU & JIRKA (1992), com base em resultados de experimentos em laboratório em um tanque agitado por grade, concluíram que os turbilhões de grande escala têm um papel superior na absorção do oxigênio pela água.

Numa outra linha, KRENKEL & ORLOBB (1962), tomando como base o desenvolvimento teórico de MIYAMOTO* (1930), apresentaram um modelo baseado na *teoria cinética* dos gases para descrever o fenômeno da absorção do oxigênio. Segundo Miyamoto, apenas as moléculas gasosas dotadas de velocidade normal à superfície com um certo valor v'_0 poderiam transpor a interface. Assim,

$$K_L \propto \left(\frac{RT}{2\pi M} \right)^{1/2} \cdot \exp \left(\frac{Mv'_0{}^2}{2RT} \right) \quad (3.29)$$

onde R é a constante universal dos gases, T é a temperatura absoluta e M a massa molecular do gás. Comparando com a equação de van't Hoff-Arrhenius, o termo $0,5Mv'_0{}^2$ é visto como uma energia de ativação. Na Eq. (3.29), as propriedades da turbulência devem se manifestar no termo v'_0 .

Um outro *modelo da teoria cinética* foi apresentado por TSIVOGLU* (1967), citado por BENNETT & RATHBUN (1972). Baseando-se na diferença entre as taxas de entrada e saída do gás da camada superficial líquida, obteve a expressão

* MIYAMOTO, S., (1930). *A Theory of the Rate of Solution of Gas into Liquid*. Bulletin of the Chemical Society of Japan, Vol. 5, n. 4, pp. 8-17.

* TSIVOGLU, E. C., (1967). *Tracer Measurement of Stream Reaeration*. Federal Water Pollution Control Administration, Dept. of Interior, Washington D. C., 86p.

$$K_L = b \cdot L_f \cdot n_s, \quad (3.30)$$

sendo b = proporção de moléculas na superfície que realmente escapam para a atmosfera, L_f = espessura da camada superficial e n_s = número de novas camadas superficiais expostas por unidade de tempo. Bennett & Rathbun observam que esta formulação, como as anteriores, tem basicamente importância de caráter teórico, uma vez que os os parâmetros do segundo membro ainda não puderam ser medidos.

SCHULZ (1985) e SCHULZ et al. (1990), apresentam um modelo baseado na teoria estatística da turbulência para o coeficiente de transferência, em que é admitida uma turbulência isotrópica e estacionária junto à superfície. Procurando identificar parâmetros relevantes no processo da reaeração, obtiveram a formulação matemática

$$K_L \propto \frac{D_m^{1/2}}{3 \left(\frac{5}{\pi}\right)^{2/3} \left(\frac{L_s^2}{\varepsilon}\right)^{1/3} + \left(\frac{\nu}{\varepsilon}\right)^{1/2} \cdot \ln(Sc)}, \quad (3.31)$$

onde ν = viscosidade cinemática, D_m = difusividade molecular do gás no líquido, ε = taxa de dissipação de energia por unidade de massa, L_s = escala de segregação (integral da função coeficiente de correlação) e $Sc = \nu/D_m$. O modelo prevê variações de K_L com as potências 1/3 e 1/2 da energia dissipada, que foram admitidas confirmadas por resultados de estudos experimentais. Contudo, conforme observa o autor, a dificuldade prática de se determinar os parâmetros L_s e ε limita o uso do modelo a propósitos explanatórios, semelhantemente, todavia, ao que ocorre com os demais modelos conceituais conhecidos.

Outros estudos foram ainda realizados para explicar o mecanismo da transferência gasosa, como o modelo de RUDIS & MACHEK* (1971), citado por LAU (1972b), que se fundamenta em considerações quase exclusivamente estatísticas. De qualquer forma, a despeito das várias formulações teóricas e empíricas já desenvolvidas para o cálculo do coeficiente de transferência de massa gasosa, nenhuma delas encontrou ainda aceitação geral. CHU & JIRKA (1992) julgam que a razão para tal reside no fato de que ainda não é completamente conhecida a relação

* RUDIS, R. & MACHEK, J., (1971). *Diffusion Through Free Surface to Open-Channel Flow Under the Influence of Macroturbulence Effects*. Proc. of 1st. International Symposium on Stochastic Hydraulics. Pittsburg.

entre a turbulência superficial e a transferência de massa na interface. Adicionalmente, constatam que em trabalhos recentes as investigações através de medidas diretas ainda fornecem informações limitadas do mecanismo da transferência, o que seria decorrente da dificuldade de se fazer observações na região de diminutas dimensões que se constitui a camada limite superficial gasosa, especialmente sob condições de intensa agitação turbulenta.

3.3.2 Fórmulações Empíricas e Semi-Empíricas para a Avaliação do Coeficiente de Reaeração

Existe na literatura um grande número de *fórmulas empíricas e semi-empíricas* que foram propostas para fornecer previsões do coeficiente de reaeração em termos de parâmetros físicos médios normalmente mensuráveis nos escoamentos. Os *modelos semi-empíricos* resultam da consideração de um modelo conceitual e da proposição de uma relação de dependência do coeficiente de transferência (ou do coeficiente de reaeração) com certos parâmetros do escoamento. Uma análise de regressão-correlação é então executada para ajustar dados experimentais à formulação assumida para checar a sua validade. Exemplos de modelos semi-empíricos foram propostos por KRENKEL & ORLOB (1962), baseados no modelo de teoria cinética, e por O'CONNOR & DOBBINS (1958), com base no modelo de Danckwerts.

As *equações empíricas* resultam de análise de regressão pelo método dos mínimos quadrados de dados de campo ou de laboratório das variáveis consideradas pertinentes pelo investigador, ou que são resultantes da análise dimensional de parâmetros médios do escoamento e propriedades do gás e líquido. A primeira equação empírica conhecida foi formulada por STREETER & PHELPS* (1925), citados por KRENKEL & ORLOB (1962), que sugeriram que aqueles fatores físicos que variam com as alterações do estágio do rio deveriam afetar significativamente o coeficiente de reaeração. Propuseram, assim, uma relação de dependência de K_2 com a velocidade média do escoamento, U , e com a profundidade, H , na forma

$$K_2 = c_1 \frac{U^{m_1}}{H^{n_1}}, \quad (3.32)$$

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

onde c_1 , m_1 e n_1 são constantes avaliadas para determinadas condições particulares do escoamento. Após Streeter & Phelps uma multiplicidade de modelos se seguiram, grande parte deles apresentando a mesma forma da Eq. (3.32), como CHURCHILL et al. (1962), ISAACS & GAUDY (1968) e NEGULESCU & ROJANKI (1969).

Como exemplo do uso da análise dimensional na definição do coeficiente de reaeração em termos de variáveis facilmente mensuráveis e que supostamente influenciam o processo, podem ser citados ISAACS & GAUDY (1968) e LAU (1972a). Isaacs & Gaudy consideraram K_2 como uma função dos parâmetros velocidade média do escoamento, U , profundidade média, H , difusividade molecular do oxigênio na água, D_m , viscosidade cinemática, ν , e aceleração da gravidade, g . E, com a aplicação do teorema Buckingham- π , escreveram a equação geral relacionando os parâmetros adimensionais que foram formados segundo

$$\frac{K_2 H^2}{D_m} = C \left(\frac{HU}{\nu} \right)^a \left(\frac{U^2}{gH} \right)^b \left(\frac{\nu}{D_m} \right)^d = C \cdot Re^a \cdot Fr^b \cdot Sc^d \quad (3.33)$$

onde C é uma constante de proporcionalidade e a , b e d são os expoentes dos adimensionais Número de Reynolds (Re), Número de Froude (Fr) e Número de Schmidt (Sc), respectivamente. Para a transferência do oxigênio em condições de temperatura constante, foi definida uma nova constante, $c_1 = CD_m^{(1-d)} \nu^{(d-a)} g^{-b}$, de modo que a Eq. (3.33) pôde ser reescrita com a mesma forma da Eq. (3.32), com $m_1 = (a + 2b)$ e $n_1 = (b + 2 - a)$.

LAU (1972a) apresentou uma discussão do uso da análise dimensional no estudo da reaeração. Segundo Lau, e de acordo com a maioria das teorias para o mecanismo da transferência gasosa, na escolha das variáveis relevantes no processo, além da difusividade molecular, deve-se considerar o papel da turbulência à superfície livre na determinação da taxa com que novas superfícies líquidas são expostas à atmosfera. Para um canal particular, as características médias do escoamento são determinadas se a velocidade média (U), o raio hidráulico (R_H) e as características do fluido viscosidade (μ) e massa específica (ρ) são conhecidos. Contudo, quando se consideram diferentes tipos de canais, com diferentes rugosidades, a tensão de cisalhamento junto ao fundo (τ_0) ou a velocidade de atrito (u_*) também deve ser incluída. Por esse raciocínio, Lau obteve a relação entre grupos adimensionais independentes na forma

$$\frac{K_2 R_H}{U} = f \left(\frac{R_H U}{\nu}, \frac{u_*}{U}, \frac{D_m}{\nu}, \frac{B}{R_H} \right), \quad (3.34)$$

que fundamentalmente difere da formulação de Isaacs & Gaudy pela inclusão de u_* e da largura B do canal, e pela desconsideração do parâmetro aceleração da gravidade. Utilizando dados da literatura, Lau concluiu que o único parâmetro adimensional significativo da Eq. (3.34) foi u_*/U . Assim, com a análise de regressão e com $R_H \cong H$, propôs

$$\frac{K_2 H}{U} = C \left(\frac{u_*}{U} \right)^3 \quad (3.35)$$

Considerando que em condutos livres u_*/U é proporcional à raiz quadrada do fator de atrito (Eq. 2.72), com base na Eq. (3.35) Lau deduziu que K_2 é diretamente proporcional à velocidade média do escoamento, varia inversamente com a profundidade e aumenta com a rugosidade relativa. Adicionalmente, se se admite que o fator de atrito varia com $H^{-1/6}$, de acordo com a equação de Manning, então para um canal particular K_2 será proporcional a $U/H^{1.5}$. Lau constatou que estes expoentes conferem com aqueles obtidos por ISAACS & GAUDY (1968) em estudos experimentais em uma calha circular, além de serem muito próximos dos valores de 0,969 (potência de U) e 1,673 (potência de H) encontrados por CHURCHILL et al. (1962).

Outras formulações incluem ainda a inclinação da linha de energia ou declividade do canal, S , como uma medida da velocidade de atrito (Eq. 2.61), introduzida como um meio de levar em conta a manifestação na superfície da turbulência gerada nas paredes e no fundo do canal. Nessa linha, TSIVOGLU & NEAL (1976), com base em um modelo de dissipação da energia, propuseram uma formulação semi-empírica pela qual K_2 varia diretamente com a razão da altura de queda da linha de energia (medida pela variação da elevação da linha d'água, ΔH) pelo tempo de viagem t_v num trecho considerado:

$$K_2 = C_f \frac{\Delta H}{t_v} = C_f \cdot U \cdot S \quad (3.36)$$

onde C_f = coeficiente de fuga, que depende das características hidráulicas do escoamento (TSIVOGLU, 1968). Valores típicos registrados deste coeficiente são 0,08 pé⁻¹, para vazões menores que 10 pés³/s (0,28 m³/s) e 0,06 pé⁻¹, para vazões entre 10 e 28 pés³/s (0,28 a 8 m³/s, aproximadamente).

Em BOWIE et al. (1985) é apresentado um grande número de fórmulas, de natureza empírica e semi-empírica, que foram desenvolvidas para a

previsão do coeficiente de reaeração de cursos d'água naturais. Trabalhos de avaliações críticas de várias fórmulas foram realizados por BENNETT & RATHBUN (1972), LAU (1972b), BROWN (1974) e RATHBUN (1977), entre outros.

BENNETT & RATHBUN (1972) compilaram os dados de campo e laboratório de várias equações de previsão então disponíveis e avaliaram a performance destas equações, comparando os erros padrões das estimativas sobre toda a faixa de dados. Os valores dos erros padrões encontrados nunca foram inferiores a 43%, sugerindo que nenhuma das equações é capaz de prever K_2 de maneira amplamente satisfatória. Nas comparações feitas, considerando apenas dados de cursos d'água naturais, Bennett & Rathbun encontraram o melhor ajuste com o uso da fórmula de Churchill. Mencionaram, ainda, que existem diferenças significativas entre as previsões de equações deduzidas com dados de calhas de laboratório e equações deduzidas de dados obtidos em campo.

Na Figura 3.4, adaptada de BENNETT & RATHBUN (1972), é mostrada a faixa de variação do coeficiente de reaeração escrito na base 10 ($k_2 = K_2/\ln 10 \cong K_2/2,30$), conforme previsão de treze diferentes modelos listados na Tabela 3.1, para uma declividade de 0,0001 e uma velocidade de 1 pé por segundo (aproximadamente 0,305 m/s). A figura ilustra bem o fato de que existem grandes diferenças entre os resultados de previsões de diferentes fórmulas, o que pode ser parcialmente justificado se se considera que um conjunto específico de condições hidráulicas difere muito daquele no qual uma dada fórmula foi baseada. Efetivamente, neste sentido, os vários autores de fórmulas práticas observam que a aplicação destas só deveria ser feita em condições similares àquelas dos experimentos de laboratório ou das medidas de campo que serviram de base para a sua obtenção (MORELSEYTOUX & LAU, 1975).

Uma comparação de três equações desenvolvidas a partir de dados de cursos de água naturais de diferentes características hidráulicas foi realizada por COVAR* (1974), citado por CLEVELAND (1989). As equações comparadas foram as de O'CONNOR & DOBBINS (1958), CHURCHILL et al. (1962) e OWENS et al.* (1964), que embora apresentassem uma pobre concordância entre elas, foram sugeridas para serem utilizadas no desenvolvimento de um procedimento que deveria servir como um guia na escolha do modelo de previsão mais adequado.

* COVAR, A. P., (1974). *A Suggested Policy on the Calculation of Reaeration Coefficients*. Technical Report. Standards and Modeling Section. Texas Water Quality Board.

* OWENS, M.; EDWARDS, R. W. & GIBBS, J. W., (1964). *Some Reaeration Studies in Streams*. Int. J. Air and Water Pollution, Vol. 8, pp. 469-486.

Covar propôs que as três fórmulas deveriam ser reunidas em uma combinação de profundidades e velocidades, para possibilitar o estabelecimento de limites bem definidos para as previsões do coeficiente de reaeração. O gráfico da Figura 3.5, adaptada de BOWIE et al. (1985), mostra as três zonas distintas de aplicação das três fórmulas comparadas por Covar; a equação a ser selecionada para uso deveria ser aquela desenvolvida para profundidades e velocidades mais semelhantes às do curso d'água a ser estudado.

O desenvolvimento da técnica dos traçadores gasosos (TSIVOGLOU et al., 1965, 1968; RATHBUN et al., 1975, 1978), por permitir a obtenção de medidas confiáveis do coeficiente de reaeração, fez surgir diversos estudos voltados para a avaliação da qualidade das previsões fornecidas pelas diferentes equações. Estes estudos mostraram que existe uma pobre concordância entre os resultados produzidos pelas fórmulas de previsão de K_2 , notadamente se as condições hidráulicas reinantes em uma aplicação diferirem muito daquelas originalmente escolhidas para a calibração ou validação de cada um dos modelos (WILCOCK, 1988). CRAWFORD* (1985), citado por WILCOCK (1988), realizou um destes estudos confirmando uma freqüente discordância entre valores de K_2 previstos por fórmulas empíricas e semi-empíricas e aqueles medidos pela técnica dos traçadores. Ainda segundo Crawford, nenhuma das equações pôde ser considerada superior às outras. Conclusão semelhante foi tirada por RATHBUN (1977), que comparou 19 equações de previsão com dados de reaeração obtidos com a técnica dos traçadores radiativos em 5 rios diferentes.

Em consideração ao fato de que o coeficiente de reaeração constitui-se num importante parâmetro para a modelagem da qualidade da água, é essencial que se disponham de métodos de determinação ou fórmulas de previsão suficientemente precisos. Presentemente, reconhece-se a ausência de uma teoria que, ao mesmo tempo, explique de maneira satisfatória o mecanismo da absorção do oxigênio e permita prontas determinações deste coeficiente em condições ambientais. Este fato, aliado às conhecidas limitações das fórmulas práticas, tem impulsionado o desenvolvimento de métodos de medição do coeficiente de reaeração. Paralelamente, tentativas têm sido feitas para o refinamento das teorias para o fenômeno da transferência gasosa, procurando elevar o nível de entendimento do mecanismo da reaeração para, conseqüentemente, dispor-se de melhores métodos de previsão da capacidade de assimilação dos resíduos orgânicos pelos cursos de água naturais.

*CRAWFORD, G. C., (1985). *Measurement of Reaeration by the Modified Tracer Technique in the Wabash River near Lafayette and Terra Haute, Indiana*. Selected Papers in Hydrologic Sciences, U. S. Geological Survey Water Supply Paper 2270, pp.69-81.



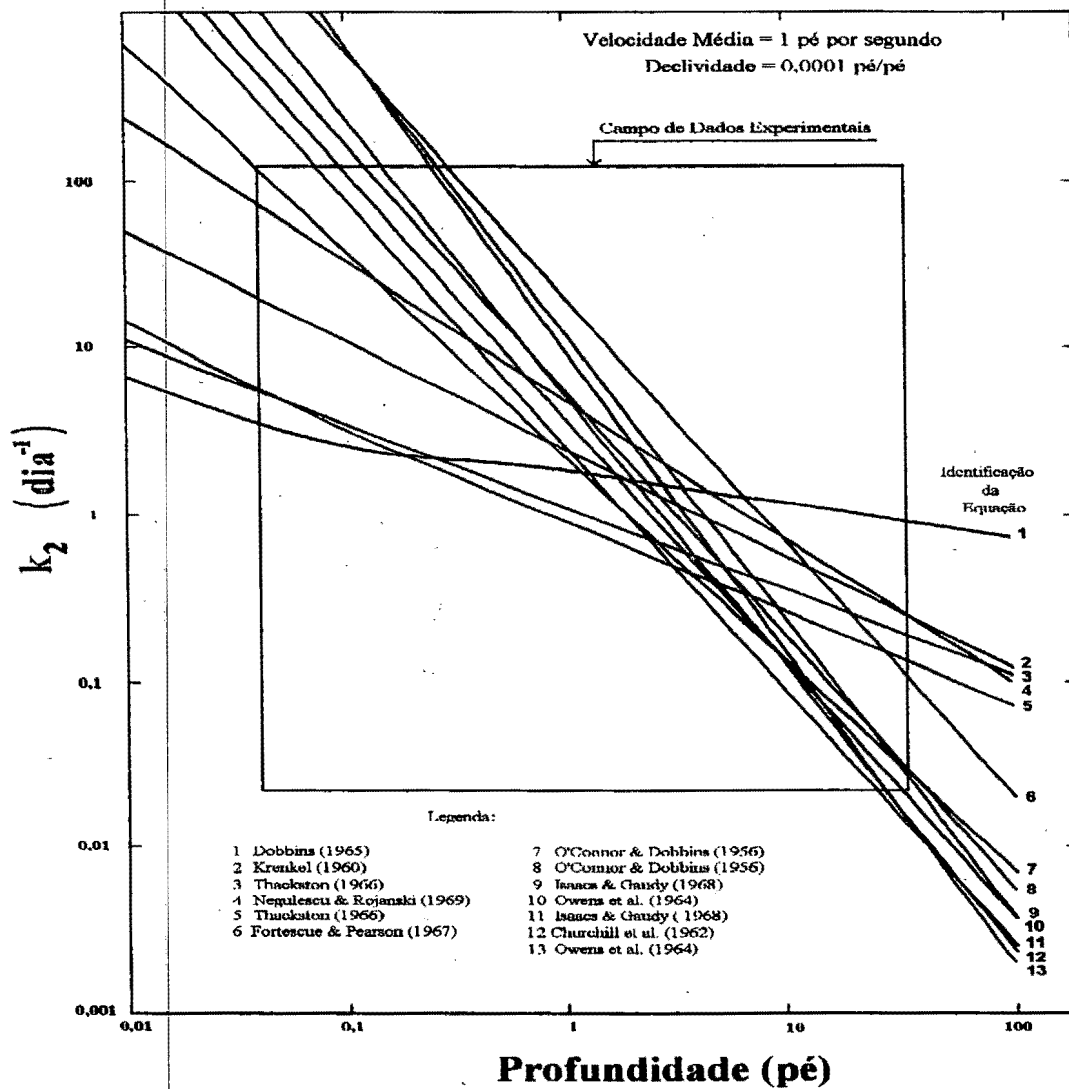


Figura 3.4 - Coeficiente de Reação (base 10) em função da profundidade conforme diferentes equações de previsão (Extraído de BENNETT & RATHBUN, 1972).



Tabela 3.1 - Equações de previsão do coeficiente de reaeração em cursos de água naturais (De BENNETT & RATHBUN, 1972)

k_2 (dia ⁻¹)	U (pé/segundo)		H (pé)		Autor	[Identificação]
	mínima	máxima	mínima	máxima		
$\frac{0,12B_r A_r \varepsilon^{3/8}}{H c_4^{3/2}} \coth\left(\frac{B_r \varepsilon^{1/8}}{c_4^{1/2}}\right)$	0,13	5,00	0,08	24,20	Dobbins/1965	[1]
$24,55 \frac{\varepsilon^{0,408}}{H^{0,66}}$	0,13	2,14	0,08	0,20	Krenkel/1960	[2]
$18,58 \frac{U}{H}$	2,32	3,65	0,04	0,23	Thackston/1966	[3]
$4,74 \left(\frac{U}{H}\right)^{0,85}$	0,29	1,90	0,16	3,11	Negulescu e Rojanski/1969	[4]
$10,80(1 + Fr^{0,5}) \frac{U_*}{H}$	0,19	5,00	0,04	24,20	Thackston/1966	[5]
$429 \left(\frac{D_m U}{H^3}\right)^{1/2}$	0,19	4,20	0,90	37,00	Fortescue e Pearson/1967	[6]
$480 \frac{D_m^{1/2} S^{1/4}}{H^{5/4}}$	0,19	0,73	1,90	8,60	O'Connor e Dobbins/1956	[7]
$127 \left(\frac{D_m U}{H^3}\right)^{1/2}$	0,53	4,20	0,90	24,20	O'Connor e Dobbins/1956	[8]
$3,739 \frac{U}{H^{3/2}}$	1,85	5,00	2,12	11,41	Isaacs e Gaudy/1968	[9]
$10,90 \frac{U^{0,73}}{H^{1,75}}$	0,13	1,83	0,39	2,44	Owens et al./1964	[10]

Tabela 3.1 - (cont.)

k_2 (dia ⁻¹)	U (pé/segundo)		H (pé)		Autor	[Identificação]
	mínima	máxima	mínima	máxima		
2,440 $\frac{U}{H^{3/2}}$	0,13	2,14	0,08	0,20	Isaacs e Gaudy/1968	[11]
5,026 $\frac{U^{0,969}}{H^{1,673}}$	1,85	5,00	2,12	11,41	Churchill et al./1962	[12]
9,41 $\frac{U^{0,67}}{H^{1,85}}$	0,13	5,00	0,34	11,41	Owens et al./1964	[13]

$$k_2 = K_2 / \ln 10 \cong K_2 / 2,3 \quad (\text{dia}^{-1})$$

U = velocidade média do escoamento (pé / s)

u_* = velocidade de atrito (pé / s)

H = profundidade média do escoamento (pé)

S = inclinação da linha de energia ou declividade do canal (pé / pé)

D_m = difusividade molecular (pé² / s)

$\varepsilon = U \cdot S \cdot g$, para escoamento em canal (pé² / s³)

$B_F = 1 + Fr^2$ = fator de Dobbins

C_4 = constante na equação de Dobbins

$A_T = 9,68 + 0,054 \cdot (T - 20)$, T em °C na equação de Dobbins

$B_T = 0,976 + 0,0137(30 - T)^{3/2}$, T em °C na equação de Dobbins

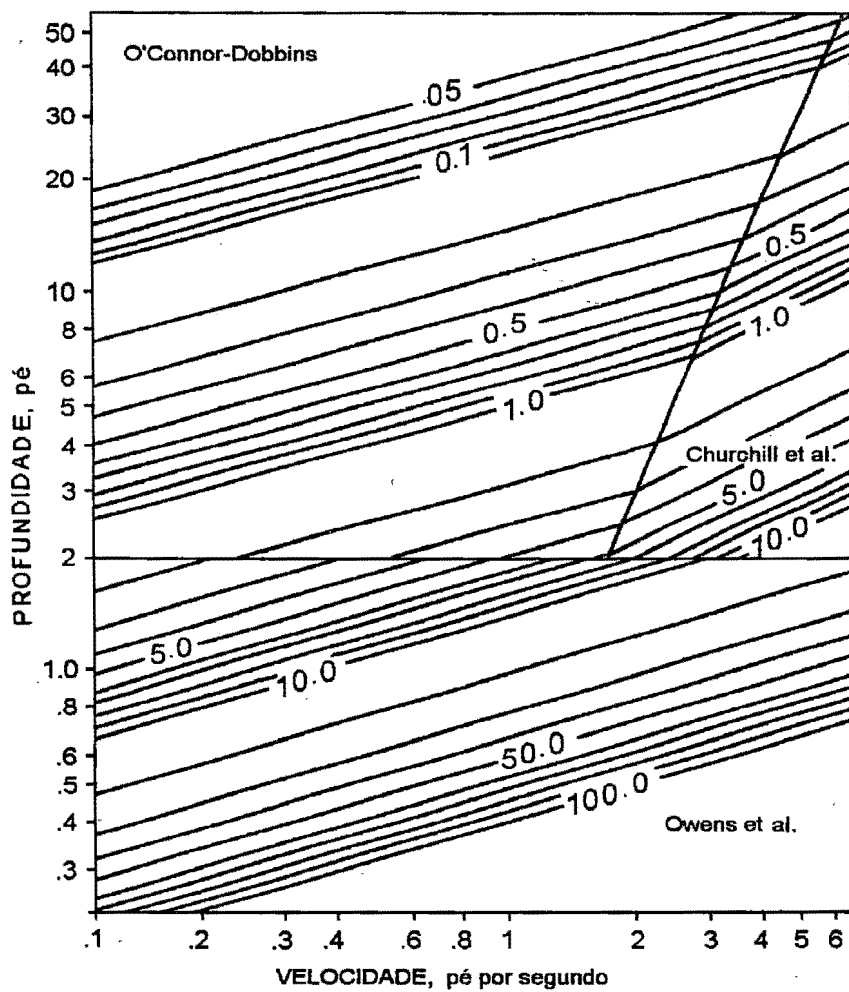


Figura 3.5 - Coeficiente de reaeração (dia^{-1}), base e, em função da profundidade e da velocidade média, conforme método sugerido por Covar (1976).

3.4 Fatores que Afetam a Transferência do Oxigênio

De acordo com o que foi previamente exposto, a transferência do oxigênio em interfaces ar-água tem grande importância tanto nos processos naturais de purificação dos cursos d'água quanto em unidades de processos de tratamento de água e águas residuárias. Os fatores que afetam essa transferência dependem do tipo de sistema de reoxigenação. Neste item, são especialmente considerados aqueles fatores que são diretamente relacionados com o fenômeno da reaeração em corpos d'água naturais.

A formulação matemática, bem verificada, que descreve a taxa de transferência de massa de oxigênio em água limpa, conforme Adeney & Becker (Eq. 3.3), mostra uma dependência direta desta taxa com o déficit relativo à saturação, com um coeficiente de proporcionalidade definido pelo coeficiente de reaeração. Assim, os fatores que afetam a transferência do oxigênio devem ser aqueles que atuam individualmente sobre o coeficiente de reaeração e a concentração de saturação desse gás em água.

3.4.1 Fatores que Afetam a Concentração de Saturação do Oxigênio

A concentração de saturação do oxigênio em água, C_s , é influenciada por um conjunto de fatores, incluindo-se a temperatura, a pressão parcial do oxigênio e a composição da água (salinidade, sólidos dissolvidos, e outras formas de resíduos).

O efeito sobre C_s da pressão parcial do oxigênio em contato com a água é matematicamente descrito pela lei de Henry que, numa forma alternativa à Eq. (3.11), pode ser escrita como

$$p_{O_2} = H' \cdot C_s, \quad (3.37)$$

onde p_{O_2} é a pressão parcial do oxigênio (para o ar, $p_{O_2} \cong 0,209 p_{atm}$) e H' é a constante da lei de Henry, medida com a unidade pressão por unidade de concentração. O coeficiente da lei de Henry é, em geral, função da temperatura e da pressão. Contudo, para pressões inferiores a 1 atm, ele é praticamente função única da temperatura (PILLA, 1980, pág. 616-625).

O valor de C_s é uma função não linear da pressão atmosférica total, mas é uma função linear da pressão parcial do ar seco (BROWN & BAILLOD, 1982; APHA, AWWA & WPCF, 1985), e pode ser calculado por

$$C_s = C_{s, 760} \frac{p_b - p_w}{760 - p_w}, \quad (3.38)$$

com

$C_{s, 760}$ = concentração de saturação à pressão atmosférica padrão (760 mm Hg = 1 atm),

p_b = pressão barométrica (mm Hg), e

p_w = pressão de vapor da água (mm Hg).

Para a faixa de 0 a 40°C, a concentração de saturação do oxigênio dissolvido em água, em diferentes níveis de salinidade e em equilíbrio com o ar úmido (saturado), pode ser calculada por (APHA, AWWA & WPCF, 1985)

$$\begin{aligned} \ln C_s = & -139,34411 + \left(\frac{1,575701 \times 10^5}{T} \right) - \left(\frac{6,642308 \times 10^7}{T^2} \right) + \\ & + \left(\frac{1,243800 \times 10^{10}}{T^3} \right) - \left(\frac{8,621949 \times 10^{11}}{T^4} \right) - \\ & - [Cl] \cdot \left[3,1929 \times 10^{-2} - \left(\frac{1,9428}{T} \right) + \left(\frac{3,8673 \times 10^3}{T^2} \right) \right], \quad (3.39) \end{aligned}$$

onde

C_s = concentração de saturação, em mg/l (sob 1 atm de pressão);

T = temperatura absoluta (K), e

$[Cl]$ = concentração de cloretos, entre 0 e 28 ppt.

Valores de C_s também são encontrados em forma de tabelas (APHA, AWWA & WPCF, 1985 e BOWIE et al., 1985).

HUA (1990) propôs uma expressão para o cálculo de C_s em função da temperatura com base em um modelo matemático para a descrição do fenômeno da solubilização do gás. De acordo com o modelo, entre as fases líquida e gasosa têm-se dois processos físicos: a dissolução do gás, que depende do seu coeficiente de difusão, e a vaporização do componente gasoso já dissolvido na massa líquida. Quando a taxa de vaporização iguala-se à taxa de difusão, estabelece-se um equilíbrio dinâmico entre as duas fases. Sob pressão parcial constante, a relação entre a solubilidade e a temperatura poderia ser expressa por uma lei do tipo

$$C_s = k \cdot \exp \left(\frac{\Delta H}{RT} \right) \quad (3.40)$$

onde

C_s = concentração de saturação (ou solubilidade), em mg/l,

k = constante, medida em mg/l,

ΔH = calor de vaporização do componente gasoso na fase líquida (kcal/mol),
 R = constante universal dos gases (0,001987 kcal.mol⁻¹.K⁻¹), e
 T = temperatura absoluta (K).

Com base na Eq. (3.38), para temperaturas entre 0 e 50°C, Hua obteve:

$$C_s = \exp \left\{ -17,015355 + 0,0226297 \cdot T + (3689,38/T) + [0,01166 - 6,544/T] \cdot [Cl] \right\} \quad (3.41)$$

onde [Cl] é a concentração de cloretos, em g/l, e T é a temperatura absoluta. De acordo com o autor, o erro médio relativo encontrado com esta fórmula é de 0,31%.

3.4.2 Fatores que Afetam o Coeficiente de Reaeração

Conforme o modelo de Adeney & Becker, apresentado no item 3.1 na forma das Eqs. (3.3) e (3.10), o coeficiente de reaeração (K_2 , dimensão T⁻¹) relaciona-se com o coeficiente de filme líquido ou coeficiente de transferência de massa gasosa (K_L , dimensão LT⁻¹) por meio de uma simples consideração geométrica. Da Eq. (3.10), $j = K_L (C_s - C)$. E, como $C = M/V$,

$$j = \frac{1}{A} \frac{dM}{dt} = \frac{V}{A} \frac{dC}{dt} \quad (3.42)$$

Então, reescreve-se a Eq. (3.10) na forma

$$\frac{dC}{dt} = K_L \frac{A}{V} (C_s - C) = K_L a (C_s - C), \quad (3.43)$$

onde

M = massa de gás que se dissolve no volume V ,

A = área da interface ar-água, e

$a = A/V$ = área específica (dimensão L⁻¹).

O termo $K_L a$ é também denominado coeficiente volumétrico de transferência de massa, e corresponde ao coeficiente de reaeração quando o gás é o oxigênio. Neste caso, a Eq. (3.43) pode ser identificada com a Eq. (3.3). Para aplicações em modelagem de rios, a relação A/V é normalmente aproximada à recíproca da profundidade média, de forma que o coeficiente de reaeração seja dado pela aproximação:

$$K_2 = K_L a = K_L \frac{A}{V} \cong \frac{K_L}{H}. \quad (3.44)$$

Pela exposição e equacionamento acima, compreende-se que o coeficiente de reaeração será influenciado pelos fatores que afetam tanto o coeficiente de filme líquido quanto a área interfacial por unidade de volume (área específica). Nesse sentido, a apresentação feita no item 3.3 serve ainda para mostrar como os parâmetros de natureza físico-química e as propriedades hidrodinâmicas do meio líquido relacionam-se com K_L , ou K_2 , de acordo com os diferentes modelos conceituais e fórmulas empíricas.

O coeficiente de reaeração aumenta diretamente com a área específica. O aumento da área, como conseqüência da turbulência ao nível interfacial, tem um efeito sobre K_2 que é fortemente sentido quando a superfície livre é quebrada; coeficientes de reaeração de maiores magnitudes são registrados em condições em que ocorre o arraste de bolhas de ar e/ou formação de um *spray* acima da superfície livre da água. Nestas condições, a avaliação de K_L a partir de K_2 pela aproximação sugerida pela Eq. (3.44) poderá conduzir a um grande erro.

DOBBINS (1964), METZGER & DOBBINS (1967) apontam a dificuldade, ou mesmo a impossibilidade, de obter uma medida precisa da área real da interface líquido-gasosa. Para um rio, em particular, freqüentemente é considerada a projeção horizontal da verdadeira área superficial. O erro presente nesta consideração deverá ser dependente das características do escoamento e da magnitude das perturbações superficiais, que poderiam ser criadas pelo vento, por exemplo. Na ausência do vento e outras perturbações, o valor deste erro deveria, provavelmente, estar relacionado ao número de Froude.

Na prática, para levar em conta o efeito das características hidráulicas sobre o coeficiente de reaeração de cursos d'água naturais, têm sido estabelecidas expressões que relacionam K_2 com quantidades médias mensuráveis do escoamento, como a velocidade, a profundidade e a declividade da linha d'água. Contudo, diferentes fatores especiais podem ainda influenciar a estrutura da turbulência, produzindo, em conseqüência, efeitos sobre o coeficiente de reaeração. Entre estes fatores destacam-se a ação do vento à superfície, a presença de microcamadas e contaminação superficial, a presença de estruturas hidráulicas e a própria conformação geométrica do canal. Além destes fatores, destaque especial deve ser dado ao efeito da temperatura da água sobre K_2 . Faz-se, a seguir, uma breve

exposição de um conjunto de trabalhos que tratam do efeito dos diferentes fatores sobre o coeficiente de reaeração.

3.4.2.1 Efeito da Temperatura sobre o Coeficiente de Reaeração

Evidências experimentais relatadas em uma série de trabalhos indicam que existe um aumento do coeficiente de reaeração com a elevação da temperatura da água. De acordo com uma revisão dos trabalhos pioneiros nesta linha, realizada por ELMORE & WEST (1961) e METZGER (1968), deve-se a STREETER* (1926) a postulação original de um crescimento geométrico do coeficiente de reaeração com a temperatura, na forma hoje amplamente utilizada:

$$K_2(T) = K_2(20) \cdot \theta^{T-20} \quad (3.45)$$

onde

$K_2(20)$ = coeficiente de reaeração à temperatura de 20 °C,

$K_2(T)$ = coeficiente de reaeração à temperatura T (°C), e

θ = coeficiente de temperatura para a reaeração.

Um valor de $\theta=1,0159$ foi inicialmente proposto por STREETER (1926). Mais tarde, todavia, este resultado foi modificado para $\theta=1,047$ por STREETER* et al. (1936), citados por ELMORE & WEST (1961) e por PARKHURST & POMEROY (1972), com base em resultados de seus estudos conduzidos em um canal experimental.

Outras avaliações experimentais, em condições de temperatura controlada, forneceram resultados que também se ajustaram ao modelo representado pela Eq. (3.45), mas produziram diferentes valores para o coeficiente θ . Um resumo destes trabalhos é apresentado na Tabela 3.2, adaptada de METZGER (1968) e BOWIE et al. (1985) e completada com outros dados da literatura.

As previsões fornecidas por modelos conceituais podem ser utilizadas para tentar explicar a dependência do coeficiente de reaeração da temperatura. Embora a forma da Eq. (3.45) de previsão de K_2 em função da temperatura tenha sido obtida experimentalmente, com algumas considerações ela se aproxima do modelo da teoria cinética dos gases. Conforme KRENKEL & ORLOB (1962), a taxa de solução do gás depende da energia de ativação requerida pelas moléculas para penetrar o

* STREETER, H. W., (1926). *The Rate of Atmospheric Reaeration of Sewage Polluted Streams*. Transactions, ASCE, Vol. 89, p. 135.

* STREETER, H. W.; WRIGHT, C. T. & KEHR, R. W., (1936). *Measures of Natural Oxidation in Polluted Streams, II: An Experimental Study of Atmospheric Reaeration under Stream-Flow Conditions*. Sewage Works Journal, Vol. 8, n. 2, p. 282, mar.

filme líquido superficial. Assim, numa dada temperatura e com base na equação de van't Hoff-Arrhenius, admite-se que

$$K_2(T) = s \cdot \exp\left(-\frac{E_a}{RT}\right), \quad (3.46)$$

sendo

R = constante universal dos gases,

T = temperatura absoluta,

E_a = energia de ativação, e

s = taxa de renovação superficial, vista como uma frequência das colisões com a camada superficial da água.

Tabela 3.2 - Coeficientes de temperatura para a reaeração (adaptado de Bowie et al., 1985)

conjunto experimental	Coefficiente de Temperatura θ	Temperatura (°C)	referência
frasco [⊗]	1,016	0 - 30	Streeter (1926)
canal	1,047	0 - 30	Streeter et al. (1936)
frasco [⊗] (superfície lisa)	1,0241	5 - 30	Elmore & West (1961)
frasco [⊗] (formação de vórtices)	1,0226	5 - 30	Elmore & West (1961)
frasco [⊗]	1,024	5 - 30	Churchill et al. (1962)
frasco [⊗]	1,036	28 - 38	Kozinsky & King (1966)
tanque [⊗]	1,022	10 - 30	Tsivoglou* (1967)
tanque [⊗]	1,021	4 - 20	Rainwater & Holley (1983)
tanque [⊗]	1,006	20 - 32	Rainwater & Holley (1983)
tanque [⊗]	1,035	5 - 28	Jensen (1991)

[⊗] agitação mecânica

A comparação da Eq. (3.44) com sua previsão para $T=273 \text{ K} = 20^\circ\text{C}$, conduz a

$$\frac{K_2(T)}{K_2(20)} = e^{-\frac{E_a}{R}(T-20)}, \quad (3.47)$$

* TSIVOGLU, E. C. (1967). *Tracer Measurement of Stream Reaeration*. Fed. Water Pollution Control Admin., Div. of Technical Services, U. S. Dept. ;Interior, Washington, D. C.

com T em $^{\circ}\text{C}$, que identifica-se com a Eq. (3.45) para $\theta = e^{-E_a/R}$.

O'CONNOR & DOBBINS (1958) apresentaram uma outra justificativa teórica para a dependência de K_2 da temperatura a partir do modelo da teoria da penetração do filme para a transferência do oxigênio, conforme a Eq. (3.19). O'Connor & Dobbins consideraram que o efeito da temperatura sobre a difusividade molecular estaria de acordo com a equação de Stokes-Einstein,

$$D_m = F_d \frac{T}{\mu} \quad (3.48)$$

onde

T = temperatura absoluta,

μ = coeficiente de viscosidade dinâmica, e

F_d = fator de difusão (uma constante para um dado gás).

O'Connor & Dobbins fizeram considerações pelas quais o termo de cotangente hiperbólica da Eq. (3.19) é igual a unidade, o que permitiu estabelecer a lei de dependência de K_2 da temperatura, com base ainda na Eq. (3.48), na forma

$$K_2 \propto \left(\frac{T}{\mu} \right)^{1/2} \quad (3.49)$$

Comparando as previsões da Eq. (3.49) com aquelas produzidas pela Eq. (3.45), com $\theta = 1,016$, na faixa de temperaturas 10 a 30°C , O'Connor & Dobbins registraram uma boa concordância entre estas fórmulas, assinalando uma divergência da ordem de 2%.

DOBBINS (1964), METZGER & DOBBINS (1967) e METZGER (1968) contestaram o uso de um valor de θ constante na Eq. (3.45). Com base em experimentos de laboratório realizados com oxigênio, hélio e nitrogênio em tanque agitado por grades, METZGER & DOBBINS (1967) e METZGER (1968) obtiveram resultados sugerindo uma variação do coeficiente θ com o nível de agitação, que foram considerados consistentes com a teoria da penetração do filme. Um resumo destes resultados diz que: *i*) a comparação experimental com dois gases de difusividades diferentes (hélio e nitrogênio) indica que o gás de maior difusividade é mais afetado pela temperatura, o que implica em que θ teria um valor diferente para cada gás; *ii*) para um dado gás, o efeito da temperatura sobre K_L depende do nível da turbulência. Na faixa de 10 a 30°C , sob um nível de agitação moderado (intensidade de mistura branda), o efeito da temperatura sobre o coeficiente de transferência foi mais acentuado, e mostrou que o valor de θ da Eq. (3.45) cresce com a diminuição da

intensidade da turbulência; o valor médio encontrado foi $\theta=1,036$. Por outro lado, sob condições de mistura intensa (caracterizada por distorções da superfície líquida) obteve-se $\theta=1,006$.

TSIVOGLOU et al. (1965) realizaram testes em reatores de mistura, sob uma variedade de condições de mistura e temperatura (na faixa de 10 a 32°C), para o estudo da transferência simultânea dos pares de gases oxigênio e criptônio-85 e oxigênio e radônio-222. Seus dados, analisados na forma da razão entre os coeficientes de transferência volumétricos dos pares de gases, não mostraram nenhuma dependência aparente da temperatura e das condições de mistura.

Os resultados de Tsivoglou et al. foram considerados consistentes com uma relação do tipo

$$\frac{(K_L a)_1}{(K_L a)_2} = \frac{(D_m)_1}{(D_m)_2} \quad (3.50)$$

que corresponderia às previsões do modelo da penetração do filme com $\eta=1$. Considerando as discordâncias entre dados da difusividade molecular então presentes na literatura, TSIVOGLOU* et al. (1967), citados por RAINWATER & HOLLEY (1983), utilizaram a lei da difusão de Einstein para relacionar D_m com a temperatura:

$$D_m = \frac{R T}{N_0 f} \quad (3.51)$$

com,

R = constante universal do gases,

T = temperatura absoluta,

N_0 = número de Avogadro, e

f = fator de atrito.

O fator de atrito foi avaliado a partir da lei de Stokes para partículas esféricas,

$$f = 3\pi \mu d_m, \quad (3.52)$$

com

μ = viscosidade dinâmica do líquido, e

d_m = diâmetro molecular (aproximado ao diâmetro de uma esfera).

Estas equações conduziram à relação

* TSIVOGLOU, E. C. (1967). *Tracer Measurement of Stream Reaeration*. Federal Water Pollution Control Administration, Div. of Technical Services, U. S. Dept. of Interior, Washington, D. C.

$$\frac{(K_L a)_1}{(K_L a)_2} = \frac{(d_m)_2}{(d_m)_1} \quad (3.53)$$

que, entretanto, não permitiu nenhuma avaliação adicional do efeito da temperatura, visto que os diâmetros moleculares não dependem da temperatura.

RATHBUN et al. (1978) realizaram testes em um tanque de mistura com a transferência simultânea de oxigênio, etileno e propano nas temperaturas de 20, 25 e 30°C, sob diferentes níveis de agitação. Seus resultados, também analisados na forma das razões entre os coeficientes de transferência volumétricos dos pares de gases, semelhantemente aos resultados encontrados por Tsivoglou, mostraram uma independência da razão dos coeficientes tanto da temperatura quanto do nível da turbulência produzida. Como justificativa teórica usada para os seus resultados, Rathbun et al. recorreram à expressão derivada da lei de van't Hoff-Arrhenius,

$$D_m = B_i \cdot \exp\left(-\frac{E_a}{RT}\right) \quad (3.54)$$

sendo

E_a = energia de ativação para cada gás, e

B_i = constante (dimensão de difusividade) que relaciona D_m à temperatura.

Rathbun et al. concluíram que os seus resultados estariam de acordo com a Eq. (3.50), proposta por Tsivoglou et al. Isto, conforme a Eq. (3.54), exigiria que a energia de ativação fosse a mesma para cada um dos gases. Tomando valores de B_i e E_a estimados a partir de dados de D_m da literatura, Rathbun et al. foram levados a concluir que dentro da faixa de erros combinados na determinação de D_m e $K_L a$, os efeitos da temperatura sobre as relações $(K_L a)_1 / (K_L a)_2$ são insignificantes no intervalo observado de 10 a 25°C, o que foi apoiado pelas evidências experimentais.

Conforme comentam RAINWATER & HOLLEY (1983), modelos discordantes como os de Metzger & Dobbins e de Tsivoglou et al. parecem consistentes com os dados experimentais obtidos pelos seus proponentes. Isto sugere que os estudos com gases diferentes do oxigênio ainda não produziram nenhuma relação simples para a descrição do efeito da temperatura sobre o coeficiente de transferência gasosa. Rainwater & Holley também conduziram testes de laboratório com o estudo das transferências simultâneas de oxigênio, etileno e propano. Nestes testes foram estabelecidos diferentes níveis de agitação em cada uma das temperaturas de 4, 20 e 32°C. Seus resultados foram considerados consistentes com a proposição de que a razão entre os coeficientes de transferência é independente do nível da

agitação turbulenta. Contudo, estes mesmos resultados não sustentam a argumentação de um valor de θ constante em toda a faixa de temperatura.

DANIIL & GULLIVER (1988) realizaram um estudo comparativo das previsões de cinco diferentes fórmulas para um fator de correção da temperatura, f_c , definido alternativamente como

$$f_c = \frac{K_L(T)}{K_L(20)} \quad (3.55)$$

Se a dependência da temperatura de todas as propriedades físicas envolvidas é incorporada em f_c , este parâmetro será expresso como uma função somente da temperatura.

Uma das fórmulas comparada por Daniil & Gulliver foi a Eq. (3.45), com o valor de θ proposto por ELMORE & WEST (1961), $\theta = 1,0241$, que é um valor extensivamente usado e recomendado pela APHA, AWWA & WPCF (1985) e pela ASCE (1984). Assim, a Eq. (3.45) foi apresentada como

$$f_c = \frac{K_L(T)}{K_L(20)} = \theta^{T-20} \quad (3.56)$$

Duas outras fórmulas utilizadas foram obtidas com base nos modelos da renovação superficial e dos filmes fluidos, vistos como casos limites das previsões do modelo da penetração do filme (Eq. 3.19): para grandes valores de s , $K_L = \sqrt{D_m s}$, conforme previsto pelo modelo da renovação (Eq. 3.18), e para s pequeno, $K_L = D_m/\delta$, de acordo com o modelo do filme (Eq. 3.16). Para levar em conta as variações das propriedades físicas envolvidas com a temperatura, foram consideradas as proposições de METZGER & DOBBINS (1967) e METZGER (1968), que admitiram $s \propto \rho v^{3/4}$ e $\delta \propto v^{3/4}$, onde ρ e v são, respectivamente, a massa específica e a viscosidade cinemática da água. Com uma relação tipo lei de Stokes para a difusividade (Eq. 3.48), escrita como $D_m \rho v / (T + 273) = \text{constante}$, com T em °C, a equação (3.55) pôde ser escrita nas formas previstas pelos modelos da renovação e do filme como

$$f_c(\text{renovação}) = \left(\frac{T + 273}{293} \right)^{0,5} \cdot \left(\frac{v_{20}}{v} \right)^{0,125} \quad (3.57)$$

e

$$f_c(\text{filme}) = \left(\frac{T+273}{293} \right) \cdot \frac{\rho_{20}}{\rho} \cdot \left(\frac{v_{20}}{v} \right)^{1.75} \quad (3.58)$$

sendo ρ_{20} e v_{20} os valores de ρ e v a 20°C .

As outras duas fórmulas utilizadas nas comparações foram baseadas em observações experimentais de JÄHNE et al.* (1987) e em considerações teóricas de COANTIC* (1986), citados por DANIIL & GULLIVER (1988). Nos trabalhos referidos, K_L é uma função do número de Schmidt, $Sc = \nu/D_m$, variando de $K_L \propto Sc^{-2/3}$ a $K_L \propto Sc^{-1/2}$. Pequenos valores de K_L foram associados a uma superfície não perturbada, considerada "rígida", quando então $K_L \propto Sc^{-2/3}$, e

$$f_c = \left[\frac{Sc(20)}{Sc} \right]^{2/3} = \left(\frac{T+273}{293} \right)^{2/3} \cdot \left(\frac{\rho_{20}}{\rho} \right)^{2/3} \cdot \left(\frac{v_{20}}{v} \right)^{4/3} \quad (3.59)$$

Num outro extremo, quando a forma da superfície da água é considerada deformável, $K_L \propto Sc^{-1/2}$, e

$$f_c = \left[\frac{Sc(20)}{Sc} \right]^{1/2} = \left(\frac{T+273}{293} \right)^{1/2} \cdot \left(\frac{\rho_{20}}{\rho} \right)^{1/2} \cdot \left(\frac{v_{20}}{v} \right) \quad (3.60)$$

As Eqs. (3.56), (3.57), (3.58), (3.59) e (3.60) foram comparadas por Daniil & Gulliver com dados experimentais de f_c obtidos da literatura. Dessas comparações os autores concluíram que a Eq. (3.60), que postula uma dependência de K_L com $Sc^{-1/2}$, é a mais apropriada para a conversão de dados do coeficiente de transferência de uma temperatura a outra. Adicionalmente, também verificaram que a Eq. (3.56), com $\theta = 1,0241$, produz resultados praticamente idênticos à Eq. (3.60).

A despeito da boa concordância entre as Eqs. (3.56) e (3.60), DANIIL & GULLIVER (1988) contestam o embasamento teórico da Eq. (3.56), ou (3.45), apoiado na teoria cinética dos gases. Conforme Daniil & Gulliver, de acordo com a equação de van't Hoff-Arrhenius, o primeiro membro da Eq. (3.46) deve corresponder a uma velocidade de reação. Contudo, argumentam, a transferência gasosa é um processo de difusão controlado pelas condições hidrodinâmicas junto à interface, de forma que K_2 , ou K_L , não poderia ser visto como uma velocidade de reação.

* JÄHNE, B. et al., (1987). *On the Parameters Influencing Air-Water Gas Exchange*. J. Geophys. Res., Vol. 92 (C2), pp. 1937-1949.

* COANTIC, M., (1986). *A Model for Gas Transfer across Air-Water Interfaces with Capillary Waves*. J. Geophys. Res., Vol. 91 (C3), pp. 3925-3943.

DOWNING & TRUESDALE* (1955), TRUESDALE & VANDYKE* (1958), citados por ELMORE & WEST (1961) e DOBBINS (1964), propuseram uma lei que prevê um crescimento aritmético de K_2 com a temperatura, ao invés do crescimento geométrico, sem contudo apresentar uma justificativa teórica. Assim,

$$K_L(T) = K_L(T_r) \cdot [1 + \theta'(T - T_r)] \quad (3.61)$$

onde T_r é uma temperatura de referência e θ' é um coeficiente de temperatura suposto constante e referido à temperatura T_r (DANIIL & GULLIVER, 1988). Downing & Truesdale, em experimentos com água agitada em um béquer na faixa de 0 a 35°C, encontraram um valor médio de $\theta' = 1,0221$, enquanto que Truesdale & Vandyke, em estudos em um canal experimental na faixa de 2 a 40°C, obtiveram um valor médio de $\theta' = 1,015$.

A proposição de um crescimento linear do coeficiente de transferência com a temperatura foi contestada por PARKHURST & POMEROY (1972), que fizeram uma reanálise dos dados de Downing & Truesdale e Truesdale & Vandyke. Em suas conclusões apontaram que aqueles resultados experimentais também poderiam se ajustar ao modelo da Eq. (3.45) sem violentar os dados.

Diferentemente da totalidade dos trabalhos já citados, alguns estudos como em HOWE (1977) e em CHAO et al. (1987a) e (1987b), sugeriram que o valor de θ da Eq. (3.45) poderia ser menor do que 1,0.

HOWE (1977), com base em resultados de experimentos conduzidos em laboratório (tanque mecanicamente agitado, sob condições de temperatura controlada), obteve resultados sugerindo uma redução de K_2 com o aumento da temperatura. Propôs uma modificação na relação de dependência de K_2 da temperatura, que deveria ser escrita na forma

$$K_2(T) = \frac{K_2(20)}{\theta_1^{T-20}}, \quad (3.62)$$

com $\theta_1 = 1,0125$.

CHAO et al. (1987a) realizaram uma interpretação da equação de O'Connor & Dobbins (modelo da penetração do filme) sugerindo que para pequenas taxas de renovação superficial, que seriam características dos escoamentos em cursos de água naturais, o coeficiente de reaeração diminui com o aumento da temperatura.

* DOWNING, A. L. & TRUESDALE, G. A., (1955). *Some Factors Affecting the Rate of Solution of Oxygen in Water*. Journal of Applied Chemistry, Vol. 5, p. 570.

* TRUESDALE, G.A. & VANDYKE, K.G., (1958). *Water and Waste Treatment Journal*, Vol.7, p.9.

Adicionalmente propuseram que apenas sob altas taxas de renovação poder-se-ia esperar o aumento de K_2 com a elevação da temperatura. CHAO et al. (1987b) apresentaram resultados de experimentos em laboratório mostrando um decréscimo do coeficiente de transferência com o aumento da temperatura sob condições de baixo nível de turbulência, que foram assim julgados consistentes com as interpretações feitas da teoria da penetração.

Os desenvolvimentos, interpretações e resultados apresentados por Chao et al. foram veementemente contestados por DANIL & GULLIVER (1989a) e (1989b), RATHBUN (1989a) e (1989b) e WILCOCK & MCBRIDE (1989), que enumeraram uma série de impropriedades conceituais e possíveis erros de cálculos que estariam contidos nos desenvolvimentos apresentados por Chao et al. Com as correções sugeridas, foi apontado que a redução de K_L com a temperatura não pode ser apoiada pela teoria; ao contrário, o modelo da penetração do filme prevê um crescimento de K_L com a temperatura, na forma que já fora observada por METZGER & DOBBINS (1967) e METZGER (1968).

JENSEN (1991) realizou uma série de 22 experimentos em um tanque agitado por grade, sob baixos níveis de turbulência, na faixa de temperaturas de 5 a 37 graus Celsius, com o principal objetivo de investigar as proposições de Chao et al. Os resultados e conclusões apresentados também sustentam a formulação amplamente aceita de um crescimento geométrico do coeficiente de transferência com o aumento da temperatura.

3.4.2.2 Turbulência e Ação do Vento

O efeito da turbulência no processo da absorção do oxigênio foi abordado na exposição dos modelos conceituais para a transferência gasosa, com a descrição de mecanismos de interação da difusão molecular e o campo de turbulência junto à superfície (conforme teorias de Higbie, Danckwerts, Dobbins, Fortescue & Pearson, entre outros, para a renovação de um filme líquido superficial ou com um campo de células rotativas).

Compreende-se que a mistura em águas naturais resulta da movimentação turbulenta da água, que é decorrente das tensões de cisalhamento no meio líquido. Essas tensões são geradas principalmente junto aos contornos sólidos molhados, aqui denominados genericamente fundo do canal, mas podem ainda ser decorrentes da ação do vento sobre a água (JIRKA, 1991).

Os resultados observados de um aumento da taxa de reaeração em função da ação do vento soprando sobre a superfície da água são justificados por ELOUBAIDY & PLATE (1972). O vento cria um tipo de mistura adicional que é

particularmente efetiva no processo da transferência gasosa, devido à agitação produzida na superfície. O aumento do coeficiente de reaeração seria resultante de dois fatores: i) primeiramente, da ação cisalhante do vento na superfície da água, que induz à formação de uma corrente que pode ser turbulenta; e, ii) do fato de que esta corrente leva à formação de ondas, que encrespam a superfície e expõem uma maior área para a troca gasosa. Adicionalmente, o vento também aumenta a intensidade da evaporação da água, o que reduz a temperatura superficial e provoca, conseqüentemente, o aumento da concentração de saturação do oxigênio na superfície.

Embora menos importantes em ambientes naturais, a turbulência superficial pode ainda ser gerada por gradientes de densidade à superfície, causados pelo efeito de resfriamento decorrente de evaporação e irradiação da superfície líquida. LISS et al.* (1981), citados por JIRKA (1991), investigaram os efeitos da condensação e da evaporação sobre a transferência do oxigênio em água, tendo sido registrado tão somente um pequeno efeito de condensação, o que estaria de acordo com o fato de a transferência do oxigênio ser controlada pela resistência da fase líquida. Conforme Jirka, os efeitos poderiam ser mais fortes em processos de transferência controlados pela fase gasosa ou com a transferência ocorrendo em água salgada; no último caso, uma forte evaporação produziria um gradiente de densidade pelo aumento da concentração de sal na superfície, e conseqüente convecção com a geração de turbulência.

Tem sido geralmente aceito que a energia dissipada no corpo líquido, tratada muitas vezes na forma de uma taxa de dissipação por unidade de massa ou volume do líquido, tem um efeito direto sobre o coeficiente de transferência gasosa. À despeito das excelentes correlações obtidas entre taxas de dissipação e K_L em diversos trabalhos de laboratório, deve ser observado, conforme KRENKEL & ORLOB (1962), que o coeficiente de transferência de massa não depende somente da quantidade de energia que é transmitida ao sistema, mas também de como esta energia é distribuída e finalmente dissipada. Por esta razão, também deveria ser considerado um efeito da geometria do sistema.

Na ausência de considerações da ação do vento e de gradientes de densidade, a taxa de dissipação de energia por unidade de massa, para o escoamento uniforme da água em conduto livre (que é um sistema com geometria particular) é geralmente quantificada como

* LISS, P. S.; BALLS, P. W.; MARTINELLI, F. N. & COANTIC, M., (1981). *The Effect of Evaporation and Condensation on Gas Transfer Across and Air-Water Interface*. *Oceanol. Acta*, Vol. 4, pp. 129-138.

$$\varepsilon = g \cdot U \cdot S, \quad (3.63)$$

sendo g a aceleração da gravidade, U a velocidade média do escoamento e S a declividade da linha de energia.

Com base em 58 determinações do coeficiente de reaeração em canal de laboratório, KRENKEL & ORLOB (1962) postularam que a taxa de absorção do oxigênio, sendo dependente da turbulência do escoamento, deveria ser uma função da taxa de dissipação da energia, e deduziram uma equação que pode ser escrita como

$$K_2 = 1,131 \frac{\varepsilon^{0,408}}{H^{0,66}} \quad (3.64)$$

com K_2 em hora⁻¹ para ε em m²/s³ e H em m. Os autores observaram que a constante da Eq. (3.64) seria adimensional se o expoente de ε fosse 1/3 e o expoente de H fosse igual a 2/3.

ROBERTS (1984) estudou o efeito sobre o coeficiente de reaeração de uma potência dissipada específica (taxa de dissipação de energia por unidade de volume), obtida a partir da Eq. (3.63) na forma

$$\frac{P}{V} = \rho \cdot g \cdot U \cdot S, \quad (3.65)$$

sendo P a potência dissipada, V o volume de água e ρ a massa específica da água. Roberts analisou a equação para a reaeração superficial de cursos d'água naturais de TSIVOGLU & NEAL (1976), um modelo de dissipação de energia, e converteu-a em uma forma mais apropriada para uma comparação com um modelo do tipo

$$K_2 = (K_L a)_{O_2} \propto \left(\frac{P}{V} \right)^\alpha \quad (3.66)$$

Dessa comparação, o expoente α resultou igual a unidade.

Foi observado por Roberts que os dados de Tsivoglou & Neal referem-se a 24 cursos d'água naturais, com taxas de dissipação específica compreendidas entre $0,5 < P/V < 25$ W/m³. Para estender essa faixa de valores, foram então considerados outros 281 dados de observações constantes da literatura, para cursos d'água naturais e calhas de laboratório, onde $0,1 < P/V < 2.300$ W/m³. Aplicando uma análise de regressão a esta nova base de dados, Roberts encontrou um valor de

$\alpha=0,808$ para o expoente da potência específica da Eq. (3.66), com os limites de 95% de confiança para α de 0,776 e 0,840.

ROBERTS & DÄNDLIKER (1983) e ROBERTS (1984) também apresentam resultados de estudos em laboratório para a transferência do oxigênio em sistemas típicos de unidades de tratamento (tanques mecanicamente agitados) onde $K_L a$ mostrou-se proporcional à potência específica (expoente $\alpha=1$ na Eq. 3.66). Contudo, identificam uma região de menores níveis de agitação em que o expoente α reduz-se significativamente. Isto, aparentemente, está em concordância com estudos teóricos e evidências experimentais de trabalhos realizados em laboratório em tanques mecanicamente agitados e calhas, conforme SCHULZ (1985), SCHULZ et al. (1990) e CUNHA et al. (1994); estes trabalhos sugerem uma variação de K_L com a energia dissipada elevada à potência α variando entre 1/3 e 1/2, em níveis de agitação considerados moderados. Outros estudos, como em DICKEY et al. (1984) em um tanque agitado por grades com deformação mínima da superfície líquida, foi sugerido um valor de α em torno de 1/4.

Mais informações sobre o uso de modelo de dissipação da energia em cursos d'água naturais podem ser obtidas em TSIVOGLOU & NEAL (1976), RATHBUN & TAI (1982), entre outros.

3.4.2.2.1 Efeito do Vento na Transferência Gasosa

No estudo do processo da transferência gasosa, quando também se visa considerar a ação do vento na produção da turbulência superficial, é necessário determinar a importância relativa das tensões de cisalhamento de duas diferentes origens: movimentação da água (tensão de cisalhamento desenvolvida junto ao fundo do canal) ou vento soprando sobre a superfície (tensão de cisalhamento gerada junto à superfície da água). Tal distinção pode ainda depender do tipo de corpo d'água considerado. Sabe-se que em escoamentos em condutos livres, e em rios e ribeirões em particular, a turbulência é principalmente resultante da ação cisalhante nos contornos sólidos e tem um papel superior na absorção do oxigênio pela água. Contudo, turbulência e mistura adicional podem ser ainda causadas pela ação do vento soprando sobre a superfície líquida, embora seus efeitos sejam mais sensíveis em lagos e reservatórios.

A dificuldade de se traçar uma divisão exata entre os dois tipos de corpos d'água tem estimulado o desenvolvimento de estudos da reaeração, principalmente em canais de laboratório, visando quantificar a influência relativa do vento no processo da transferência gasosa. Com efeito, compreende-se que num rio lento (baixa declividade), ventos fortes poderiam gerar tanta ou mais turbulência na

água que as tensões de cisalhamento no fundo. Por outro lado, também é possível que as tensões cisalhantes que se originam no fundo gerem turbulência superficial significativa em certos lagos em que se formam correntes expressivas.

Estudos realizados em laboratório têm efetivamente confirmado que o vento pode exercer forte influência no processo de transferência gasosa. A despeito das evidências experimentais, existe uma certa dificuldade em transpor resultados de laboratório para as condições de campo, provavelmente pelo fato de que as modalidades de turbulência, geradas pelo vento e pela movimentação da massa de água do canal, envolvem múltiplas escalas de comprimento e velocidade (JIRKA & BRUTSAERT, 1984). Um resumo dos principais trabalhos conduzidos em laboratório para o estudo dos efeitos da ação do vento sobre a transferência gasosa é apresentado em JIRKA (1991).

ELOUBAIDY & PLATE (1972), com base em um desenvolvimento analítico e em resultados de experimentos conduzidos em um túnel de vento com velocidades do ar entre 6,7 m/s e 11,6 m/s, propuseram uma formulação para estimar o coeficiente de reaeração, segundo

$$K_2 = c \frac{u_{*v} \cdot H}{\nu} \frac{u_{*c}}{H}, \quad (3.67)$$

onde

K_2 = coeficiente de reaeração, em s^{-1} ,

c = constante experimental ($c = 3,13 \times 10^{-8}$),

ν = viscosidade cinemática da água, em m^2/s ,

u_{*v} = velocidade de atrito na superfície da água, devida ao vento, em m/s, relacionada à velocidade do vento V_v (em m/s),

$$u_{*v}^2 = 3,41 \times 10^{-4} V_v^3, \quad (3.68)$$

u_{*c} = velocidade de atrito decorrente das tensões de fundo no canal, em m/s, avaliada segundo

$$u_{*c} = \sqrt{g \cdot H \cdot \left(S + \frac{1}{\rho g} \frac{dp}{dx} \right)}, \quad (3.69)$$

dp/dx = gradiente de pressão do ar na direção longitudinal, em $kg/(m^2 \cdot s^2)$,

H = profundidade normal (profundidade do escoamento uniforme), em m,

S = inclinação do canal, adimensional.

MATTINGLY (1977), também a partir de experimentos em laboratório, propôs uma relação empírica simples para corrigir o coeficiente de reaeração de modo a considerar os efeitos da velocidade do vento, na forma

$$\frac{K_2}{(K_2)_0} - 1 = 0,2395 V_v^{1,643} \quad (3.70)$$

onde K_2 e $(K_2)_0$ são coeficientes de reaeração sob condições de vento e ausência deste, respectivamente, medidos em hora⁻¹, e V_v representa a velocidade do vento, em m/s, medida no escoamento livre do ar acima da camada limite.

PLATE & FRIEDRICH (1984) apresentam e discutem resultados de experimentos em laboratório, com medidas da reaeração em três diferentes situações: *i*) turbulência gerada no fundo do canal, sem vento; *ii*) turbulência gerada na superfície da água pela ação do vento; *iii*) turbulência gerada pela ação combinada do vento e escoamento da água. Contudo, os seus principais resultados foram apresentados na forma de curvas que mostram o coeficiente de transferência crescendo em função do valor da raiz média quadrática da componente horizontal da velocidade da água junto à superfície.

JIRKA & BRUTSAERT (1984) realizaram um estudo para distinguir a importância relativa na transferência gasosa da parcela da turbulência que é gerada no fundo do canal daquela que é produzida pela ação do vento sobre a superfície livre. A análise é desenvolvida com base em estimativas para as taxas de dissipação da energia turbulenta junto à superfície, sendo sugerido que os resultados sirvam de guia para experimentação em laboratório.

Definindo ε_s = taxa de dissipação superficial de energia, por unidade de massa, para a turbulência gerada no fundo do canal, e ε_v = taxa de dissipação de energia por unidade de massa, para a turbulência gerada pelo vento, Jirka & Brutsaert propõem:

i) Para o processo da transferência gasosa dominado pelas características hidráulicas do escoamento (turbulência superficial predominantemente devida às tensões que se desenvolvem no fundo do canal e são difundidas até a superfície):

$$\frac{\varepsilon_s}{\varepsilon_v} \gg 1. \quad (3.71)$$

ii) Para o processo dominado pelos efeitos da ação do vento:

$$\frac{\varepsilon_s}{\varepsilon_v} \ll 1. \quad (3.72)$$

iii) E, para uma transição entre os dois regimes:

$$\frac{\varepsilon_s}{\varepsilon_v} \cong 1. \quad (3.73)$$

Como forma de avaliar as taxas de dissipação de energia, Jirka & Brutsaert apresentam as formulações:

- para a turbulência produzida no fundo do canal, com base nos resultados de NAKAGAWA* et al. (1975):

$$\varepsilon_s \cong 0,4 \frac{u_*^3}{H} \quad (3.74)$$

com u_* = velocidade de atrito (água), dada pela Eq. (2.61); e,

- para a turbulência gerada pela ação do vento:

$$\varepsilon_v = \left(\frac{\rho_{ar}}{\rho} \right)^{3/2} \frac{u_{*ar}^{3-b}}{k C a} \quad (3.75)$$

onde C é uma constante experimental (com um valor médio em torno de 10), e a e b são parâmetros definidos em termos da magnitude da velocidade de atrito no ar junto à superfície, u_{*ar} , como:

- para $u_{*ar} \leq 6,89$ cm/s, $a = 1,69 \times 10^{-2}$ e $b = -1$;

- para $u_{*ar} > 6,89$ cm/s, $a = 1,65 \times 10^{-4}$ e $b = 1,40$.

Com base em seus resultados, Jirka & Brutsaert sugerem que as trocas gasosas em rios largos e com declividades moderadas ($S < 10^{-4}$) podem ser fortemente influenciadas por condições induzidas pelo vento.

JIRKA & CHU (1993) realizaram experimentos em um túnel de vento e apresentaram um modelo para K_L combinando os efeitos da turbulência gerada pelo vento na superfície e pelo cisalhamento junto ao fundo do canal. Este modelo foi formulado como

$$K_L = 7,4 \times 10^{-3} \cdot \left(u_*^2 Re_L^{-1/2} + 8,0 \times 10^{-6} u_{*v}^2 \right)^{1/2} \quad (3.76)$$

* NAKAGAWA, H., NEZU, I. & UEDA, H., (1975). *Turbulence of Open Channel Flow over Smooth and Rough Beds*. Proc. Jap. Soc. Civil Eng., n. 241, pp. 155-168.

onde Re_L é um número de Reynolds turbulento,

$$Re_L = \frac{u_* H}{\nu}, \quad (3.77)$$

u_* e u_{*v} são velocidades de atrito no fundo do canal e na superfície pela ação do vento, respectivamente. Na Eq. (3.76), K_L é obtido em cm/s para u_* e u_{*v} em cm/s.

Em escoamentos naturais os registros de estudos do efeito do vento na transferência gasosa ainda são escassos. BOWIE et al. (1985) observam que na modelagem da reaeração em rios o efeito do vento é quase sempre desprezado, o que corresponde a se supor nos cálculos que a velocidade do vento é nula. Admitem, contudo, que esta é uma consideração aceitável em certas aplicações da modelagem da qualidade da água, como por exemplo na definição de pontos de despejo de resíduos orgânicos.

YOTSUKURA et al. (1983) alertam para a necessidade do monitoramento da variação temporal da velocidade e direção do vento durante medidas de campo do coeficiente de reaeração. YOTSUKURA et al. (1984), em testes de campo, identificaram um efeito do vento sobre o coeficiente de dessorção do gás propano. Para as características do rio estudado (Rio Chenango, com 100 metros de largura, vazão média de 14,7 m³/s, profundidade média de 0,48 m e declividade de 8,5x10⁻⁴ m/m), a velocidade de atrito foi estimada em $u_* \cong 0,063$ m/s. Em função da intensidade dos ventos, foi atingida uma condição próxima daquela representada pela Eq. (3.73), indicando efeitos consideráveis do vento na transferência gasosa. Os autores descreveram um procedimento para avaliar aproximadamente o efeito do vento sobre o coeficiente de dessorção do propano que consiste em obter uma função empírica para o efeito do vento, ϕ_v , definida como

$$(K_T)_v = K_T + \phi_v \quad (3.78)$$

onde $(K_T)_v$ e K_T são coeficientes de dessorção do propano em condições de vento e ausência deste, respectivamente, e ϕ_v é uma função dos valores medidos para a velocidade média do vento em uma única estação de amostragem. Nos testes realizados, para velocidades médias do vento em torno de 2,5 m/s, YOTSUKURA et al. (1984) obtiveram um valor de $\phi_v \cong 0,30 K_T$.

PARKER & DESIMONE (1991) realizaram 29 medidas de reaeração com a técnica dos traçadores, em cursos d'água naturais de baixas declividades ($S < 0,002$), juntamente com 14 diferentes determinações de características hidráulicas,

físicas e de qualidade da água, incluídas entre estas as medidas da velocidade e direção do vento. Os valores aproximados das velocidades do vento medidas nestes estudos foram de um mínimo de zero a um valor máximo de 6,7 m/s, com média de 2,4 m/s e mediana de 1,8 m/s. Entretanto, os resultados apresentados pelos autores na forma de uma equação de regressão não levam em conta os efeitos do vento, que não foram considerados estatisticamente significativos em um nível de confiança de 95%.

Outros estudos de laboratório também foram realizados para quantificar o efeito sobre a transferência gasosa da formação de ondas na superfície do escoamento (WEIZHEN et al., 1991; DANIL & GULLIVER, 1991). Foi sugerido que, em condições naturais, estas ondas poderiam ter origem na ação do vento ou na movimentação de embarcações no canal.

Na fórmula deduzida por WEIZHEN et al. (1991) os coeficientes desconhecidos foram determinados a partir de resultados obtidos em um estudo experimental com um gerador de ondas em uma calha de laboratório. Uma expressão para K_2 foi escrita com base em resultados obtidos em presença e ausência de ondas, como

$$K_2 = K_{2w} + (K_2)_0 \quad (3.79)$$

onde

$(K_2)_0$ = coeficiente de reaeração sem a ação de ondas,

K_{2w} = excesso de reaeração causado pela presença de ondas.

Para o valor de $(K_2)_0$ foi adotada a equação de previsão de Bansal (BOWIE et al., 1985), enquanto um modelo para ondas progressivas em águas rasas ($H/\lambda < 0,5$) foi utilizado para desenvolver a equação para K_{2w} . Na forma final apresentada pelos autores, a equação de previsão do efeito das ondas foi escrita como

$$K_2 = 0,0752 \frac{U^{0,6}}{H^{1,4}} + 0,27 \frac{(h/\tau\lambda)^{0,5}}{H} \quad (3.80)$$

com K_2 em hora⁻¹, para

U = velocidade média do escoamento, em m/s,

H = profundidade média do escoamento, em m,

h = altura da onda, em m,

λ = comprimento de onda, em m, e

τ = período da onda, em s.

Weizhen et al. compararam os resultados de previsões da Eq. (3.80) com a Eq. (3.70), de Mattingly, e concluíram que ambos são bastante aproximados quando se consideram velocidades do vento menores que 4 m/s.

DANIIL & GULLIVER (1991) também desenvolveram um modelo teórico para considerar o efeito de ondas no processo da reaeração. Com base no modelo da renovação superficial de Danckwerts, apresentaram uma formulação para o coeficiente de transferência de massa do oxigênio, K_L , em m/s na forma

$$K_L = 0,0159 \cdot \frac{h \cdot f}{Sc^{1/2}} \quad (3.81)$$

onde

h = altura da onda, em m,

f = frequência da onda, em Hz,

Sc = número de Schmidt, introduzido para levar em conta o efeito da temperatura.

HANRATTY (1991), com base em análise teórica e em resultados experimentais, associou o aumento observado no coeficiente de transferência gasosa à formação de ondas e a uma variação na dependência do coeficiente de transferência do número de Schmidt, em condições de vento soprando sobre a superfície da água. Propôs, para tensões interfaciais suficientemente grandes, uma variação linear do coeficiente de transferência com o produto da velocidade de atrito e o número de Schmidt elevado à potência $-1/2$, isto é,

$$K_L = 0,12 u_{*v} Sc^{-1/2}, \quad (3.82)$$

para $\tau_i > 0,3\tau_w$, sendo τ_i e τ_w as tensões de cisalhamento na interface ar-água e na parede, respectivamente, e $u_{*v} = \sqrt{\tau_i/\rho}$.

Em todos os modelos que foram apresentados, a presença de ondas quebrando na superfície constitui um limite de aplicação das fórmulas. Daniil & Gulliver estabeleceram uma relação apenas qualitativa do efeito da quebra de ondas sobre o processo de transferência gasosa, identificando graficamente um crescimento abrupto do coeficiente de transferência.

Conforme ELOUBAIDY & PLATE (1972), o aumento da reaeração ocorrida em presença de ondas quebrando na superfície se deve em parte ao aumento da taxa de renovação superficial; quando as cristas das ondas se desmancham, uma nova camada de água é exposta ao ar e é instantaneamente saturada com oxigênio. Adicionalmente, quando uma onda se quebra também ocorre a formação de um *spray*,

com considerável aumento da área interfacial, que se satura muito rapidamente, antes mesmo de cair e se misturar na massa líquida. O efeito global é um aumento no coeficiente de transferência, ou de reaeração, que não pode ser previsto pelos modelos apresentados.

Outros trabalhos foram ainda desenvolvidos para o estudo do efeito do vento sobre a transferência gasosa, ou da interação onda e vento, voltados para a aplicação em sistemas estagnados, como lagos e reservatórios, mas não serão tratados aqui. Nestes ambientes, a força dominante no processo de geração da turbulência provém quase que exclusivamente dos efeitos da interação vento/onda na superfície da água. A quantificação dos efeitos da interação vento/onda sobre o coeficiente de reaeração requer o conhecimento do mecanismo que afeta as diferentes formações de onda e a transferência da energia cinética da atmosfera para a superfície líquida. Nesta linha, uma lista das principais fontes bibliográficas é dada por JIRKA (1991). Diversos trabalhos são apresentados em BRUTSAERT & JIRKA (1984) envolvendo também sistemas oceânicos. Outras tantas referências são apontadas em COHEN et al. (1978).

A ação da chuva sobre a superfície da água também provoca turbulência superficial e produz um aumento no coeficiente de reaeração, principalmente em sistemas com água estagnada. Resultados de estudo do efeito da intensidade da chuva sobre o coeficiente de reaeração são encontrados em BELANGER & KORZUN (1990, 1991).

Um conjunto adicional de trabalhos que tratam da turbulência junto à interface líquido-gasosa e da sua influência no processo da transferência de massa, pode ser encontrado em BRUTSAERT & JIRKA (1984). Como exemplo, HUNT (1984) apresenta uma análise da estrutura geral da turbulência. Outros trabalhos tratam de técnicas especiais de laboratório para as medidas de parâmetros característicos da turbulência (como flutuações de velocidade vertical e horizontal junto à superfície), utilizados nas avaliações das escalas que determinam a estrutura da turbulência (escala de velocidade e comprimento, taxa de dissipação de energia, etc.). Entre estes podem ser citados BRUNLEY (1984), DICKEY et al. (1984), KOMORI et al. (1982, 1989), CHU & JIRKA (1991, 1992), ETOH & TAKEHARA (1991), WIERZIMOK & JÄHNE (1991) e WOLFF et al. (1991).

3.4.2.3 Efeito da Presença de Impurezas

A presença de filmes químicos superficiais (monocamadas) formados pela poluição, ou camadas superficiais de substâncias orgânicas naturais, tem considerável influência na transferência gasosa (JIRKA, 1991). A literatura fornece

→ evidências de que a presença de esgoto e surfatantes (agentes superficiais ativos) na água tende a reduzir K_L .

BENNETT & RATHBUN (1972) e PARKHURST & POMEROY (1972) apresentam diversos resultados de investigações primárias neste campo, obtidos por DOWNING & TRUESDALE* (1955), GAMESON et al.* (1955, 1956) e ECKENFELDER et al.* (1956), entre outros.

DOWNING & TRUESDALE* (1955) investigaram os efeitos de filmes de óleo na absorção do oxigênio pela água. De acordo com observações dos autores, apenas os filmes com espessura superior a 1×10^{-4} cm afetaram a reaeração. Concluíram, então, que os filmes de óleo não deveriam dificultar a reaeração de cursos d'água naturais, tendo em vista a dificuldade da manutenção de filmes com espessura superior à mencionada nestes ambientes naturais.

A conclusão de Downing & Truesdale sugere que a turbulência é capaz de eliminar um possível efeito resistivo que seria causado pela presença do óleo na superfície da água. Contudo, resultados de experimentos em um tanque de ondas para o processo da absorção do CO_2 , em presença de uma monocamada superficial de óleo (*oleylalcohol*), conduzidos por BROECKER et al.* (1978), citados por HANRATTY (1991), mostraram um sensível efeito do filme na absorção do gás em condições de turbulência superficial produzida pela ação do vento. De acordo com os resultados apresentados, ocorreu uma forte inibição no crescimento de K_L para valores crescentes da velocidade do vento soprando sobre a superfície da água. Para velocidades do vento da ordem de 2,5 cm/s, um mesmo valor de K_L de aproximadamente 3 cm/h foi encontrado na presença e na ausência do filme superficial. Contudo, para valores crescentes da velocidade do vento, observou-se um crescimento linear do coeficiente de transferência em função desta velocidade, mas numa taxa muito mais pronunciada nos experimentos sem a camada monomolecular do óleo; para velocidades do vento de até 12,5 m/s, a presença do filme de óleo reduziu o coeficiente de transferência do CO_2 a 20% do valor encontrado na ausência

* DOWNING, A. L. & TRUESDALE, G. A., (1955). *Some Factors Affecting the Rate of Solution of Oxygen in Water*. Journal of Applied Chemistry, Vol. 5, pp. 570-581, out.

* GAMESON, A. L. H.; TRUESDALE, G. A. & DOWNING, A. L., (1955). *Reaeration Studies in a Lakeland Beck*. Journal of the Institution of Water Engineers, Vol. 9, n. 7, pp. 571-594.

GAMESON, A. L. H.; TRUESDALE, G. A. & VARLEY, R. A., (1956). *Some Factors Affecting the Aeration of Flowing Water*. Water & Sanitary Engineer, jul/ag.

* ECKENFELDER, W. W., Jr.; RAYMOND, L. W. & LAURIA, D. T., (1956). *Effect of Various Organic Substances on Oxygen Adsorption Efficiency*. Sewage and Industrial Wastes Journal, Vol. 28, n. 11, pp. 1357-1364.

* BROECKER, H. C.; PETERMANN, J. & SIEMS, W., (1978). *The Influence of Wind on CO_2 -Exchange in a Wind-Wave Tunnel Including the Effects of Monolayers*. J. Marine Res., Vol. 36, pp. 595.

deste filme. Para justificar estes resultados, Broecker et al. sugeriram que a camada molecular produz um amortecimento das ondas, o que causa a brusca diminuição de K_L identificada. Semelhante conclusão também foi apresentada por ASHER & PANKOW* (1986), citados por JIRKA (1991).

GAMESON et al.* (1955) examinaram o efeito da adição de surfatantes sintéticos não iônicos num riacho, nas concentrações de 0,61 mg/l a 3,45 mg/l. Os resultados obtidos mostraram que o surfatante provocou considerável redução no coeficiente de transferência nos menores níveis de reaeração (redução em torno de 40%), mas teve pouco efeito quando o coeficiente de transferência era alto.

Em testes conduzidos em canal de laboratório, GAMESON et al.* (1956) estudaram o efeito da adição de 1 mg/l de surfatante sintético na absorção do oxigênio e apresentaram resultados pelos quais a percentagem de redução observada no coeficiente de transferência seria dependente do grau da turbulência no escoamento; a redução máxima observada ocorreu em um nível de turbulência intermediário, quando o coeficiente de transferência era da ordem de 3,5 a 4 cm/h. Conclusões semelhantes foram apresentadas METZGER (1968) e por MANCY & OKUN* (1965), citados por BENNETT & RATHBUN (1972) e por MASUTANI & STENSTRON (1991).

Segundo ECKENFELDER et al.* (1956), a redução de K_L pela presença de surfatantes se deve, primeiramente, ao aumento da resistência à difusão da massa gasosa que seria causada pela redução da tensão superficial e, segundo, pela diminuição da taxa de renovação superficial em função de um aumento da viscosidade. Para MANCY & OKUN* (1965), a redução do coeficiente K_L deve-se à adsorção do surfatante na interface gás-líquido, que forma uma camada de hidratação na superfície, resultando em maior viscosidade e aumento da espessura da camada resistiva superficial.

MANCY & BARLAGE* (1968), citados por MASUTANI & STENSTRON (1991) e por KRAMER (1974), estenderam os trabalhos de Mancy & Okun e concluíram que a redução em K_L , provocada pela presença de agentes superficiais ativos, é dependente das características hidrodinâmicas da fase líquida e das características físico-químicas do agente superficial ativo.

* ASHER, W. E. & PANKOW, J. F., (1986). *The Interaction of Mechanically Generated Turbulence and Interfacial Films with a Liquid Phase Controlled Gas/Liquid Transport Process*. Tellus, Vol 38B, pp. 305-318.

* MANCY, K. H. & OKUN, D. A., (1965). *The Effects of Surface Active Agents on Reaeration*. Journal of Water Pollution Control Federation, Vol. 37, n. 2, pp. 212-227.

* MANCY, K. H. & BARLAGE, W. E., Jr., (1968). *Mechanism of Interference of Surface Active Agents with Gas Transfer in Aeration Systems*. In: Gloyna & Eckenfelder, eds., *Advances in Water Quality*, University of Texas Press, Austin, Texas, pp. 262-286.

O papel do grau da mistura na transferência gasosa em presença de surfatantes foi discutido por ECKENFELDER & FORD* (1968), citados por MASUTANI & STENSTRON (1991). Na visão dos autores, em condições laminares a presença do surfatante não produziria efeito algum, visto que a resistência interfacial à transferência seria menor que a resistência no corpo líquido principal. Com o aumento da turbulência o efeito seria sensível, uma vez que a resistência interfacial passa a governar a taxa de transferência. Contudo, em condições altamente turbulentas, o surfatante não poderia mais estabelecer um filme interfacial, o que permitiria o estabelecimento de altas taxas de renovação superficial.

METZGER (1968) conduziu experimentos em um tanque agitado por grades, onde os efeitos da presença de um surfatante (0,5 mg/l de ABS, *alkyl benzeno sulfonate*) foram quantificados nos estudos da absorção de hélio e nitrogênio. Com base na teoria da penetração do filme de Dobbins, Metzger atribuiu a redução observada nos coeficientes de transferência, em função da presença do surfatante, ao aumento na espessura do filme superficial e à redução da frequência de renovação superficial.

Diversos outros trabalhos tratam do efeito de agentes superficiais ativos sobre o coeficiente de transferência gasosa. Por exemplo, ASHER & PANKOW (1991), utilizaram um modelo de renovação superficial para mostrar que a presença de um filme interfacial tem um efeito significativo sobre o coeficiente de transferência de massa. A observação geral é que a redução da taxa da transferência do oxigênio em função da presença de impurezas é um fato aceito pelo menos qualitativamente. O efeito de agentes superficiais ativos está em diminuir a tensão superficial da água, produzindo um filme superficial mais estável e reduzindo a turbulência junto à superfície (PARKHURST & POMEROY, 1972).

Para MASUTANI & STENSTRON (1991), com base em resultados de seus estudos (voltados para aeração difusa) e de outros trabalhos, os surfatantes tendem a: *i*) estabilizar a interface gás-líquido, tornando-a mais rígida; *ii*) diminuir a renovação superficial; *iii*) aumentar a viscosidade interfacial. Assim, resumidamente, estas seriam as razões físicas básicas, de acordo com os autores, que justificam os efeitos observado da redução de K_L pela presença de surfatantes.

Uma conseqüência da redução da tensão superficial pela presença de surfatantes, especialmente em sistemas aerados de tratamento de esgotos, é a produção de espumas. Entretanto, pouca pesquisa já foi conduzida para estudar os

* ECKENFELDER, W. W., & FORD, D. L., (1968). *New Concepts in Oxygen Transfer and Aeration*. In: Gloyna & Eckenfelder, eds., *Advances in Water Quality Improvements*, University of Texas Press, Austin, Texas, pp. 215-236.

efeitos da espuma ou de um agente anti-espumante sobre o coeficiente de transferência do oxigênio (MASUTANI & STENSTRON, 1991). Neste campo, PARKHURST & POMEROY (1972) citam o trabalho de DOWNING & MELBOURNE* (1956), que fizeram experimentos com um supressor de espumas adicionado à água contendo pequenas proporções de um efluente secundário. A adição do supressor de espuma, em quantidade suficiente para produzir uma camada de 0,00001 cm de espessura, não provocou nenhuma redução evidente do coeficiente de transferência. Foi ainda relatado que uma camada de 0,0001 cm de espessura impediu levemente a absorção do oxigênio.

RATHBUN et al. (1978) apresentam resultados de um estudo em laboratório para determinar os efeitos individuais do fenol, de um detergente e de um filme de óleo nos processos da absorção do oxigênio e da dessorção do etileno e propano, sob idênticas condições de mistura produzida em um tanque agitado. Seus resultados, contudo, foram apresentados na forma da razão entre os coeficientes de transferência do oxigênio e etileno e do oxigênio e propano. Estes resultados mostram que, com 5% de significância, nenhum dos contaminantes produziu alterações significativas nas razões dos coeficientes de transferências, que foram admitidas constantes, com e sem contaminantes.

Um outro tipo de impureza comum em cursos d'água naturais e que pode afetar a reaeração é a concentração de sólidos suspensos. A presença de sedimentos suspensos altera a intensidade da mistura turbulenta, diminuindo a difusividade turbulenta do momentum. Assim, uma vez que a difusividade turbulenta de massa pode ser considerada proporcional à difusividade turbulenta de momentum, a presença de sedimentos suspensos terá, provavelmente, influência considerável na reaeração de cursos d'água naturais (ALONSO et al., 1975).

ALONSO et al. (1975) conduziram um experimento em canal de laboratório para investigar a influência das variáveis hidráulicas e das cargas de sedimentos suspensos sobre o coeficiente de reaeração, comparando estes coeficientes com aqueles observados no escoamento da água limpa com as mesmas características hidráulicas. Sua conclusão foi que o coeficiente de reaeração diminuiu quando a concentração média dos sedimentos suspensos aumenta. Esta diminuição foi atribuída à influência dinâmica das partículas suspensas sobre o campo turbulento do escoamento.

* DOWNING, A. L. & MELBOURNE, K. V., (1956). *The Effect of a Foam-Suppressor on the Aeration of Polluted Water*. *Water & Sanitary Engineering and Waste Treatment Journal*, nov/dez.

Alonso et al. apresentaram uma formulação de previsão de K_2 em presença de sedimentos suspensos, com base em seus resultados experimentais e em uma análise teórica que considera o efeito dos sedimentos suspensos sobre a constante de von Karman, introduzida na modelagem pela consideração da analogia de Reynolds. A forma apresentada para esta equação foi

$$K_2 = \frac{1,42 \times 10^{-3} u_*}{1 + 9,6 \times 10^{-8} C_{SS}^{1,90} R_H} \quad (3.83)$$

com K_2 em s^{-1} para

C_{SS} = concentração média de sedimentos suspensos, em ppm,

u_* = velocidade de cisalhamento do leito, m/s,

R_H = raio hidráulico, m,

válida para C_{SS} máxima de 3 562 ppm e superfície livre da água não quebrada.

Em estudos de campo, os possíveis efeitos das variações nas características da qualidade da água sobre o coeficiente de reaeração foram investigados por PARKER & GAY (1987) e PARKER & DESIMONE (1991). Para as características de qualidade foram quantificadas as concentrações de detergentes, ácidos orgânicos, sólidos dissolvidos e compostos inorgânicos em água, empregando-se como indicadores, respectivamente, a concentração de substâncias ativas em azul de metileno, cor, condutância específica e sólidos suspensos.

Os resultados obtidos por PARKER & GAY (1987) foram resumidos na forma de uma equação de regressão múltipla para o coeficiente de reaeração, desenvolvida com base em 30 dados de medidas de campo do coeficiente de reaeração juntamente com 9 características físicas, hidrológicas e de qualidade da água. Os parâmetros de qualidade foram aqueles já enunciados, e os valores mínimo, máximo e médio encontrados são mostrados na tabela 3.3.

Tabela 3.3 - Parâmetros de qualidade obtidos em medidas de campo (PARKER & GAY, 1987)

Parâmetros de Qualidade (Unidade)	Valor Mínimo	Valor Máximo	Valor Médio
Subst. ativas em azul de metileno (mg/l)	0,01	0,26	0,06
Cor (Platina-Cobalto)	1	150	21
Condutância específica ($\mu S/cm$)	31	494	146
Sólidos suspensos (mg/l)	0	156	26

Na equação de regressão obtida não foi incluída nenhuma característica de qualidade da água; somente foram incluídas a velocidade média, a profundidade e a declividade do escoamento, por serem as únicas variáveis consideradas significativas em um nível de 95% de confiança.

Em um outro estudo, conduzido por PARKER & DESIMONE (1991), em que foram realizadas 29 medidas de campo do coeficiente de reaeração, juntamente com aqueles parâmetros de qualidade mencionados por Parker & Gay, e mais o carbono orgânico total, conforme resumo na Tabela 3.4, a concentração de substâncias ativas em azul de metileno foi considerada significativa e, por isso, incluída na equação de regressão juntamente com a profundidade média e a declividade do canal. A equação que leva em conta a concentração das substâncias ativas em azul de metileno é apresentada na forma

$$K_2 = 3,83 \frac{S^{0,20}}{C_{MBAS}^{0,41} \cdot H^{0,76}} \quad (3.84)$$

onde K_2 é obtido em dia⁻¹, para

H = profundidade média do escoamento, em pé,

C_{MBAS} = concentração de substâncias ativas em azul de metileno (indicador de agentes superficiais ativos), em mg/l.

Tabela 3.4 - Parâmetros de qualidade obtidos em medidas de campo (PARKER & DESIMONE, 1991)

Parâmetros de Qualidade (Unidade)	Valores Limites Obtidos			
	Mínimo	Máximo	Mediana	Médio
Subst. ativas em azul de metileno (mg/l)	0,02	0,54	0,05	0,07
Cor (Platina-Cobalto)	5	300	20	46
Condutância específica (µS/cm)	37	647	211	245
Sólidos suspensos (mg/l)	3	350	11	38
Carbono orgânico total (mg/l)	1,4	20	6	7,5

PARKER & DESIMONE (1991) concluem, com base em seus resultados, que em estudos futuros conduzidos em sistemas de escoamento de baixa declividade, características não energéticas, como concentrações de substâncias ativas em azul de metileno, devem ser levadas em conta juntamente com as características físicas e hidráulicas na previsão do coeficiente de reaeração.

3.5 Métodos de Medida do Coeficiente de Reaeração

○ A quantidade de oxigênio dissolvido presente em um corpo d'água constitui-se em um dos principais indicadores da qualidade desta água. Concentrações aquém do valor de saturação revelam a presença de fontes poluidoras com agentes de natureza orgânica. A reposição natural do oxigênio dissolvido em rios, riachos e ribeirões se faz fundamentalmente pela reaeração, que é a difusão do oxigênio atmosférico na água em escoamento.

A medida da velocidade com que o oxigênio dissolve-se em água é dada pelo coeficiente de reaeração, que depende, principalmente, da movimentação turbulenta da água em escoamento.

Para a proteção dos ambientes aquáticos naturais são normalmente estabelecidos padrões de qualidade da água. Com base nestes, o engenheiro apóia-se em modelos de qualidade para, por exemplo, fazer avaliações preventivas do impacto causado por despejos orgânicos. Como resultados destas avaliações, e tendo em vista os padrões fixados para o OD, é definido o grau mínimo de tratamento requerido para os resíduos de natureza orgânica, ou então é fixada a carga máxima do despejo naturalmente assimilável pelo escoamento. Para isso, requerem-se estimativas suficientemente precisas do coeficiente de reaeração, para o que são adotadas fórmulas de previsão em função das características físicas e hidráulicas do curso d'água estudado. Contudo, provavelmente em função de ainda não ser completo o entendimento do processo da transferência gasosa em interfaces ar-água, estas fórmulas podem conduzir a grandes erros nas avaliações. Assim, para que se consiga um maior grau de confiabilidade, tem sido ainda necessário o emprego de técnicas de campo para a determinação do coeficiente de reaeração.

Faz-se, a seguir, a apresentação das técnicas desenvolvidas para a quantificação do coeficiente de reaeração em cursos d'água naturais, conhecidas como *Técnica do Balanço do Oxigênio Dissolvido*, *Técnica da Perturbação do Equilíbrio*, *Técnica dos Traçadores Gasosos* e *Técnica do Domo ou Campânula Flutuante*, dando-se ênfase à *Técnica dos Traçadores* que se constitui no principal instrumento utilizado nos estudos de campo no presente trabalho. Adicionalmente, é descrito o *Método da Sonda Sólida Solúvel*, visto como uma técnica em desenvolvimento e potencialmente promissora para o fornecimento de prontas avaliações do coeficiente de transferência do oxigênio dissolvido em cursos d'água naturais. Avaliações críticas das três primeiras técnicas citadas foram feitas por BENNETT & RATHBUN (1972) e uma descrição resumida foi feita por BARBOSA (1989). Uma extensa e mais completa revisão foi feita, por BICUDO (1988).

3.5.1 Técnica do Balanço do Oxigênio Dissolvido

A técnica do balanço do oxigênio dissolvido é um método indireto de quantificação do coeficiente de reaeração em cursos d'água naturais. O procedimento básico consiste em definir o trecho do curso d'água a ser estudado e, para este, medir ou calcular todas as fontes e sumidouros do oxigênio dissolvido, exceto a reaeração. A partir destas avaliações e das medidas das concentrações do OD nos extremos do trecho, utiliza-se um modelo matemático para o balanço de massa do oxigênio dissolvido, para se estimar o valor do coeficiente de reaeração adequado para equilibrar a equação.

O método teve origem no desenvolvimento matemático proposto por Streeter & Phelps em 1925, discutido no item 3.2.1 e resumido na forma da Eq. (3.6), e seus procedimentos básicos foram mais tarde expandidos e generalizados em outros trabalhos (HOLLEY & YOTSUKURA, 1984).

DOBBINS (1964) observa a limitação da equação de Streeter & Phelps que considera apenas os processos da reaeração e da demanda bioquímica do OD como termos de fonte e sumidouro, respectivamente. Adicionalmente, Dobbins considera um conjunto de outros processos que podem ocorrer em um trecho de rio, de modo que uma lista completa deveria incluir:

- a) Demanda Bioquímica de Oxigênio (DBO);
- b) Redução da DBO por sedimentação;
- c) Aumento da DBO devido ao arrasto provocado pelo escoamento junto a depósitos de fundo;
- d) Aumento da DBO causado pela difusão no meio líquido de produtos orgânicos parcialmente decompostos oriundos da camada bentônica;
- e) Aumento da DBO devido ao escoamento superficial (*run-off*);
- f) Remoção do oxigênio da água pela difusão na camada bentônica para satisfazer a demanda de oxigênio na porção aeróbia desta camada;
- g) Remoção do oxigênio da água pela ação de purgação dos gases oriundos da camada bentônica;
- h) Remoção de oxigênio pela respiração do plâncton e plantas fixas;
- i) Adição de oxigênio pela ação fotossintética do plâncton e plantas fixas;
- j) Reoxigenação natural via interface ar-água (reaeração); e
- k) Redistribuição contínua da DBO e do OD por dispersão longitudinal.

BENNETT & RATHBUN (1972) apresentam um resumo de um conjunto de diferentes soluções para as equações do OD e da DBO que foram propostas a partir do trabalho de Dobbins. Um exemplo é a Eq. (3.9), apresentada no item 3.2.1 juntamente com referências de outras formas de soluções.

HOLLEY & YOTSUKURA (1984) consideram que nas determinações experimentais de um coeficiente de transferência gasosa estão presentes erros de diferentes categorias, classificadas como erros de procedimento, erros de avaliação dos parâmetros empregados na análise e erros aleatórios, estes últimos inerentes a qualquer procedimento de medida. Segundo os autores, as possíveis fontes dos erros associados ao procedimentos experimentais requeridos pelo método são:

- a) Número limitado ou inadequado de pontos experimentais, diretamente relacionado à hipótese de unidimensionalidade que pode não ser satisfeita;
- b) Procedimento inadequado da amostragem do gás, que pode fazer com que a concentração do gás na amostra não corresponda à real concentração no rio;
- c) Má preservação da amostra no período que antecede a sua análise;
- d) Escolha inadequada do trecho de teste, que não seria representativo do curso d'água que se visa estudar;
- e) Deficiência ou incapacidade prática para levar em conta todas as fontes e sumidouros do gás no trecho sob teste;

Os erros introduzidos na análise devido à má avaliação de parâmetros, presentes em estudos com medidas do oxigênio dissolvido, são aqueles diretamente associados às incertezas contidas na avaliação de parâmetros C_s e θ , concentração de saturação do oxigênio dissolvido e coeficiente de temperatura para a reaeração, respectivamente, discutidos nos item 3.4.1 e 3.4.2.1.

Conforme ainda observam Holley & Yotsukura, quando os erros de natureza randômica puderem ser quantificados será possível efetuar uma análise de propagação dos erros para obter o erro estimado no coeficiente de reaeração. Contudo, acrescentam, em situações com muitas variáveis, quando uma análise de propagação tornar-se impraticável, pode-se recorrer às alternativas disponíveis da análise de sensibilidade ou da simulação Monte Carlo. Referências do uso destes procedimentos são dadas por HOLLEY & YOTSUKURA (1984).

HOLLEY & YOTSUKURA (1984) destacam que a falta de uniformidade da distribuição das fontes e sumidouros, em função da sua natureza bioquímica, constitui-se em uma importante causa de erros nas estimativas de K_2 pelo método do balanço do oxigênio dissolvido.

De acordo com BENNETT & RATHBUN (1972), a necessidade de se avaliarem os vários parâmetros envolvidos, associados às diferentes fontes e sumidouros e suas complexas interações no escoamento, torna o método do balanço de massa potencialmente sujeito à produção de resultados para o coeficiente de reaeração afetados de grandes erros. Ademais, de acordo ainda com Bennett &

Rathbun, a complexidade de uma equação geral do balanço, bem como a dificuldade da reprodução de condições de campo para a obtenção de réplicas de determinações do coeficiente de reaeração, inviabiliza uma análise estatística segura para os efeitos do erros envolvidos no cálculo de K_2 .

3.5.2 Técnica da Perturbação do Equilíbrio

A técnica da perturbação do equilíbrio foi introduzida por GAMESON et al.* (1955), citados por HOLLEY & YOTSUKURA (1984), para a medida do coeficiente de reaeração em pequenos cursos d'água. O método consiste na produção artificial de um déficit do OD a montante do trecho a ser estudado e requer as medidas da concentração do OD nas extremidades deste trecho em dois diferentes níveis de concentração, encontrados anterior e posteriormente à produção do déficit. No método original empregado por GAMESON et al. (1955) o déficit foi produzido pela adição, a uma taxa constante, de sulfito de sódio ao escoamento e de cobalto como catalisador. Se a produção fotossintética, a taxa de respiração, o coeficiente de reaeração, a velocidade média do escoamento e a concentração de saturação do oxigênio forem constantes durante todo o período de teste, então o coeficiente de reaeração poderá ser calculado por uma equação de balanço de massa (RATHBUN, 1977).

O método admite condições de unidimensionalidade, de modo que uma equação do balanço de massa para o oxigênio dissolvido, na forma da Eq. (3.7) por exemplo, pode ser utilizada para representar a equação de transporte. Assim, considerando-se C = concentração do oxigênio dissolvido em condições naturais (anterior à adição do sulfito) e C' = concentração do oxigênio dissolvido no regime perturbado pela adição do sulfito, por diferença e com base na Eq. (3.7), pode-se escrever

$$\frac{\partial(C-C')}{\partial t} + U \frac{\partial(C-C')}{\partial x} = E_L \frac{\partial^2(C-C')}{\partial x^2} - K_2(C-C'). \quad (3.85)$$

A forma da Eq. (3.85) sugere que o abatimento na concentração poderá ser tratado como se a quantidade $(C-C')$ sofresse um processo de dessorção enquanto transportada por advecção e dispersão (HOLLEY & YOTSUKURA, 1984).

A Eq. (3.85) pressupõe que todas as fontes e sumidouros do OD, exceto a reaeração, não são afetadas pelo déficit do OD artificialmente criado.

* GAMESON, A. L. H.; TRUESDALE, G. A. & DOWNING, A. L., (1955). *Re-aeration Studies in Lakeland Beck*. Institution of Water Engineers J., Vol. 9, n. 1, pp. 571-594.

Contudo, conforme observam HOLLEY & YOTSUKURA (1984), tais condições só podem ser admitidas em situações especiais, uma vez que alguns parâmetros, como k_1 , o coeficiente da taxa de reação da DBO, bem como as taxas de respiração de plantas e de depósitos de fundo, dependem da própria concentração do OD.

Para as condições de regime permanente, o termo da derivada temporal da Eq. (3.85) é nulo e o termo de transporte por dispersão longitudinal é desprezível. Assim,

$$U \frac{d(C-C')}{dx} = -K_2(C-C'), \quad (3.86)$$

que depois de integrada dá

$$K_2 = \frac{1}{\bar{t}_2 - \bar{t}_1} \ln \frac{(C-C')_1}{(C-C')_2}, \quad (3.87)$$

onde $\bar{t} = x/U$, é o tempo médio de percurso, e os índices 1 e 2 referem-se às seções de montante e jusante, respectivamente. Uma forma mais geral que leva em conta a variação da vazão em função da possibilidade de um influxo distribuído é dada por

$$K_2 = \frac{1}{\bar{t}_2 - \bar{t}_1} \ln \frac{Q_1(C-C')_1}{Q_2(C-C')_2} \quad (3.88)$$

onde Q_1 e Q_2 correspondem às vazões nas seções de montante e jusante, respectivamente.

A consideração de distribuições transientes de concentração foi feita por GAMESON & TRUESDALE (1959), principalmente em função da dificuldade da manutenção da injeção da solução de sulfito de sódio com taxa constante e da identificação de efeitos de mistura longitudinal sobre as concentrações medidas. HOLLEY & YOTSUKURA (1984) mostram que o coeficiente de reaeração para distribuições transientes em um escoamento com vazão constante poderá ser previsto pela relação

$$K_2 = \frac{1}{\bar{t}_2 - \bar{t}_1} \ln \frac{A_{(C-C')_1}}{A_{(C-C')_2}}, \quad (3.89)$$

onde $A_{(C-C')}$ representa a área sob a curva $(C - C')$ versus tempo obtida para cada uma das estações de amostragem, quantificada na forma

$$A_{(C-C')} = \int_0^{\infty} (C - C') dt. \quad (3.90)$$

Para levar em conta a possibilidade de variação longitudinal da vazão, HOLLEY & YOTSUKURA sugerem que, como uma aproximação, a Eq. (3.89) pode ser modificada para a forma

$$K_2 = \frac{1}{t_2 - t_1} \ln \frac{Q_1 \cdot A_{(C-C')_1}}{Q_2 \cdot A_{(C-C')_2}}, \quad (3.91)$$

onde, como anteriormente, Q_1 e Q_2 são as vazões nas seções de montante e jusante, respectivamente.

EDWARDS et al. (1961) observaram que na fase de crescimento de plantas o consumo de oxigênio pela respiração pode não ser constante durante o período de teste. Com base em um modelo de ODUM* (1956), sugeriram a seguinte fórmula de correção:

$$K_L = K_2 \cdot H = \frac{q' - \chi \cdot q}{(C'_s - C') - \chi(C_s - C)}, \quad (3.92)$$

onde

q = taxa de variação do oxigênio por unidade de área no trecho, antes da adição do sulfito,

q' = taxa de variação do oxigênio por unidade de área no trecho, durante a passagem da água deaerada,

χ = razão do consumo de oxigênio da comunidade biológica durante a passagem da água deaerada pela adição do sulfito, pelo consumo de oxigênio anterior à adição do sulfito.

A inclusão da variação das taxas de respiração na modelagem também foi feita por BENNETT & RATHBUN (1972). O modelo proposto por Bennett & Rathbun deve ser resolvido por tentativa e erro e tem a forma

* ODUM, H. T., (1956). *Primary Production in Flowing Waters*. Limnology and Oceanography, Vol. 1, n. 2, p. 102.

$$K_2 = \frac{1}{t_2 - t_1} \ln \left[\frac{(D - D')_1 + (p - p')/K_2}{(D - D')_2 + (p - p')/K_2} \right], \quad (3.93)$$

onde os símbolos D e p representam, respectivamente, o déficit do OD e a produção líquida de oxigênio por fotossíntese nas condições naturais anteriores à deaeração, D' e p' representam as mesmas grandezas após a passagem da água deaerada pela adição do sulfito, e os índices 1 e 2, como anteriormente, referem-se às seções de montante e jusante, respectivamente.

CHURCHILL et al. (1962) apresentaram uma variação do procedimento de Gameson et al., onde a injeção do sulfito de sódio é substituída pelo lançamento de uma porção de água com baixa concentração de oxigênio retirada da zona do *hipolimnio* de reservatórios.

No método da perturbação de equilíbrio, uma importante fonte de erro está associada à hipótese da constância dos termos de fonte e sumidouro durante todo o período de teste. Com o procedimento de Gameson, outra fonte de erro poderá estar associada à presença de resíduos de sulfito de sódio no trecho de teste.

BENNETT & RATHBUN (1972) observam que uma análise estatística rigorosa do método nem sempre é possível pelas mesmas razões apontadas para a técnica do balanço de massa. Contudo, com base em uma análise de sensibilidade, algumas conclusões podem ser extraídas com relação aos erros envolvidos na determinação do coeficiente de reaeração pela técnica da perturbação do equilíbrio. Primeiramente, são significativos os erros em todos os parâmetros da técnica da perturbação do equilíbrio. Por ordem de importância, os principais erros estariam contidos no déficit do OD na seção de jusante, na produção fotossintética líquida, no déficit do OD na seção de montante e no tempo de viagem. Adicionalmente, foi avaliado que desprezar uma diferença na taxa de respiração de 1 (mg/l)/dia pode conduzir a um erro de 12% na estimativa do coeficiente de reaeração, o que mostra a importância da consideração do efeito da concentração do OD sobre a taxa de respiração.

3.5.3 Método da Campânula Flutuante

COPERLAND & DUFFER* (1964), citados por BELANGER & KORZUN (1991b) e por HOLLEY & YOTSUKURA (1984), introduziram o uso de uma campânula ou domo plástico flutuante, onde a transferência superficial gasosa era determinada a partir das medidas das variações da quantidade do oxigênio

* COPERLAND, B. J. & DUFFER, W. R., (1964). *Use of a Clear Plastic Dome to Measure Gaseous Diffusion Rates in Natural Waters*. *Limnology and Oceanography*, Vol. 9, n. 4, pp. 494-499.

aprisionado entre a superfície líquida e a campânula. Holley & Yotsukura mencionam usos restritos do método (JULIANO*, 1969; YU et al.*, 1977), e destacam um conjunto de problemas que limitam a sua aplicação:

- i) Possibilidade de aquecimento significativo do ar e da superfície da água, exigindo correções às vezes incertas para o efeito da temperatura;
- ii) As condições de turbulência naturais não podem se estabelecer no interior da campânula, em decorrência dos efeitos de aquecimento e da própria presença física da campânula;
- iii) O uso da campânula deve ser restrito às condições de superfícies da água relativamente lisas, uma vez que o ar aprisionado deve se manter isolado da atmosfera;
- iv) O método fornece apenas uma medida pontual da transferência gasosa, o que pode ser de pouca valia em rios e estuários com características hidráulicas variáveis.

BELANGER & KORZUN (1991b) realizaram experimentos em um tanque de 147 litros para avaliar o método da campânula flutuante, comparando os resultados de determinações com três campânulas de diferentes dimensões com os resultados de medidas diretas do coeficiente de transferência do oxigênio, expressos em g/m³/h. Belanger & Korzun relataram grandes diferenças entre estes valores. Observaram que os efeitos do aquecimento e resfriamento, provocados pela presença da campânula, introduzem variações de pressão e temperatura no seu interior que conduzem a erros nas estimativas do volume de gás transferido. Concluindo pela não confiabilidade da técnica, acrescentam que a mesma pode ainda subestimar a reaeração em ambientais naturais, em função das condições criadas de estagnação do ar no interior da campânula, que protege a superfície da água da movimentação turbulenta que seria causada pela ação do vento e ondas na superfície livre.

3.5.4 Método da Sonda Solúvel Flutuante

Um método simples e econômico para a estimação indireta do coeficiente de transferência do oxigênio em água a partir de medidas da taxa de dissolução de uma sonda sólida foi desenvolvido por GIORGETTI & GIANANTI (1983) e SCHULZ (1990). Conforme GIORGETTI & SCHULZ (1990), a idéia básica sustenta-se na observação de que a velocidade de dissolução do sólido é tanto

* JULIANO, D. W., (1969). *Reaeration Measurements in an Estuary*. Journal of the Sanitary Engineering Division, ASCE, Vol. 95, n. SA6, pp. 1165-1177.

* YU, S. L.; TUFFEY, T. J. & LEE, D.-S., (1977). *Atmospheric Reaeration in a Lake*. Water Research Inst., Rept. A-041-NJ, Rutgers, New Brunswick, NJ. 50p.

maior quanto mais intensa for a turbulência do escoamento nas vizinhanças da superfície livre, responsável também pela renovação superficial e, portanto, pela reoxigenação. Assim, se os dois processos de transferência de massa dependem do nível da agitação, dever-se-á estabelecer uma relação entre eles, manifestada quantitativamente através do coeficiente de transferência do oxigênio (K_L) e da velocidade de dissolução do sólido (V_S), para que o segundo parâmetro possa ser utilizado na determinação indireta do primeiro.

No emprego da técnica no campo, bastaria permitir que um material sólido e solúvel em água movimentasse-se livremente com a corrente líquida, flutuando à sua superfície. A quantificação da velocidade de dissolução da sonda seria feita através do uso de modelo matemático básico da dissolução do sólido (SCHULZ & GIORGETTI, 1991):

$$\frac{M_S}{M_{S_0}} = 1 - \frac{V_S \cdot t}{L_{S_0}} \quad (3.94)$$

onde,

M_S = massa da sonda sólida no tempo t ,

M_{S_0} = massa inicial da sonda, no tempo $t=0$,

L_{S_0} = dimensão inicial da sonda, na direção em que ocorre o seu desgaste,

t = tempo de duração do ensaio.

GIORGETTI & SCHULZ (1990) e SCHULZ & GIORGETTI (1991), apresentam o desenvolvimento analítico básico do método e os resultados de estudos experimentais em laboratório, com a utilização de uma sonda de ácido oxálico desidratado. Os testes conduzidos em um tanque de agitação e em um canal de recirculação produziram resultados mostrando uma boa correlação entre as velocidades de dissolução das sondas e os coeficientes de transferência do oxigênio nos dois sistemas. Estes mesmos resultados foram também analisados por GIORGETTI (1993), que identificou em um gráfico de $\ln(V_S)$ versus $\ln(K_L)$ uma translação dos dados de um sistema para o outro. Foi especulado pelo autor que a translação observada poderia ser decorrente da variação da geometria quando se passa do tanque para o canal, com uma conseqüente alteração das escalas da turbulência. Se essa consideração for verdadeira, ainda de acordo com o autor, a aplicação do método exigirá uma calibração para o trecho específico do rio. Foi ainda sugerida a execução de pesquisa adicional para identificar um possível efeito de dimensão da sonda.

BICUDO & JAMES (1989) descreveram a base teórica do método e apresentaram resultados de estudos com experimentos em canal de laboratório para a comparação das velocidades de dissolução de sondas de ácido benzóico com os coeficientes de transferência do oxigênio obtidos pela técnica dos traçadores gasosos. Foi apresentada uma relação correlacionando o coeficiente de reaeração e a velocidade de dissolução da sonda de ácido benzóico na forma

$$\frac{K_2}{V_s} = 1,534 \times 10^{-3} \left(\frac{Re}{H} \right)^{1,15}, \quad (3.95)$$

sendo

K_2 = coeficiente de reaeração, em hora⁻¹,

V_s = velocidade de dissolução da sonda sólida, em cm/min,

Re = número de Reynolds,

H = profundidade média do escoamento, em metros.

BICUDO & JAMES (1989) observaram que uma relação simples entre os dois coeficientes, semelhante à que é obtida com a técnica dos traçadores gasosos, não pode ser encontrada pelo método da sonda solúvel flutuante: a razão entre o coeficiente de transferência gasosa e a velocidade de dissolução do sólido não é constante, nem independente das condições de mistura turbulenta. Mostraram que a razão K_L/V_s é uma forte função da velocidade média do escoamento no canal e do nível da turbulência reinante no sistema.

BICUDO & JAMES (1989) identificaram ainda um *fator limitante* entre a absorção do oxigênio e a dissolução do sólido, observando que para valores elevados do número de Reynolds, um aumento de 100% no valor da velocidade média do escoamento produziu um aumento de 160% em K_L e somente 80% de aumento em V_s . Para Bicudo e James, este efeito seria decorrente da diferença entre as áreas superficiais de contato entre as duas fases. GULLIVER (1991) considerou que existem diferenças no mecanismo de renovação superficial para a superfície livre (reoxigenação) e para o sólido flutuante, e que estas diferenças constituem a principal razão (fator limitante) para a dependência de K_L/V_s da velocidade média na seção transversal. Como consequência, o autor vê problemas para a aplicação de um modelo de previsão da forma da Eq. (3.95) em cursos d'água naturais. Contudo, considera que a técnica mantém-se promissora, particularmente devido às vantagens proporcionadas pelo seu baixo custo e esforço mínimo requerido comparado aos demais métodos. Acrescentando, concluem que ela já será uma técnica viável na medida em que os seus resultados puderem superar a confiabilidade das atuais

equações de previsão. BICUDO & JAMES(1991), completam com uma vantagem adicional com a possibilidade da aplicação do método das sondas sólidas solúveis flutuantes nas estimativas indiretas da reaeração em lagos, estuários e mares, que são sistemas ambientais onde as outras técnicas são particularmente difíceis de serem empregadas.

3.5.5 Técnica dos Traçadores Gasosos

Os valores do coeficiente de reaeração obtidos pelos métodos indiretos tradicionais, como o balanço de massa e a técnica da perturbação do equilíbrio, são potencialmente sujeitos a grandes erros, basicamente por requererem a solução da equação do balanço para a concentração do OD, o que envolve medidas desta grandeza e avaliações das diferentes fontes e sumidouros no ambiente natural onde existem complexas interações e variações espacial e temporal. Esta dificuldade levou TSIVOGLOU et al. (1965, 1968) a desenvolverem uma metodologia alternativa para o coeficiente de reaeração que usa uma medida direta da transferência gasosa natural por meio de traçadores gasosos artificialmente dissolvidos nos corpos d'água.

O método, conhecido como *Técnica dos Traçadores Gasosos*, às vezes reputado como um procedimento de determinação direta do coeficiente de reaeração, na verdade não envolve medidas diretas da concentração do OD. O procedimento básico consiste na determinação do coeficiente de dessorção de um gás traçador, convenientemente escolhido, pré-dissolvido em uma seção a montante do trecho sob teste, e na multiplicação deste coeficiente por um *fator de conversão*, de cujo produto resulta o coeficiente de reaeração para o trecho estudado.

Simultaneamente à injeção do traçador gasoso, é lançado no corpo d'água um traçador conservativo capaz de fornecer as informações sobre a diluição, mistura transversal turbulenta e dispersão longitudinal produzidas pelo escoamento.

Em princípio, a partir dos trabalhos de TSIVOGLOU et al. (1965), fez-se uso de um traçador gasoso radioativo para o oxigênio, o criptônio-85, em conjunto com a água *tritiada* (trítio dissolvido como traçador conservativo), além de uma substância fluorescente, a rodamina-WT, servindo para monitorar a "nuvem" de traçadores. Mais tarde, razões associadas aos riscos de exposição à radiação, principalmente quando se objetiva empregar a técnica em rios de vazões superiores a alguns metros cúbicos por segundo, o que exigiria o lançamento de maiores quantidades de traçador gasoso, levaram RATHBUN et al. (1975, 1978) a proporem uma modificação da técnica.

O método diferenciado de Rathbun et al. elimina a necessidade da exigência de pessoal devidamente qualificado para manusear componentes radiativos, por substituírem o criptônio-85 por hidrocarbonetos leves. Rathbun et al. propuseram o emprego do etileno ou propano como traçador gasoso, sendo esta variação do método conhecida como a *Técnica dos Traçadores Gasosos Modificada*.

Diferenças significativas têm sido observadas entre os valores de K_2 que são previstos por outras técnicas tradicionais e aqueles determinados pela técnica dos traçadores (FRIEDMAN & BLANC, 1990). Em geral, conforme observado por BENNETT & RATHBUN (1972), RATHBUN et al. (1978), YOTSUKURA et al. (1983), entre outros, a técnica dos traçadores gasosos tem se mostrado mais eficiente na determinação do coeficiente de reaeração. Seus resultados são mais confiáveis em consequência de se suprimir tanto as interferências da produção fotossintética e das demandas bioquímica (DBO) e bentônica do oxigênio dissolvido, bem como os efeitos da respiração dos demais seres aquáticos, principais fonte e sumidouros do OD em um escoamento natural da água.

A Técnica dos Traçadores tem sido empregada com sucesso em diversas situações, ocorrendo um estado de dispersão uni ou bidimensional dos traçadores no escoamento, sendo aceita, de acordo com BENNETT & RATHBUN (1972), BOWIE et al. (1985), PARKER & GAY (1987), entre outros, como o método mais confiável pela precisão e reprodutibilidade dos resultados das medidas do coeficiente de reaeração.

3.5.5.1 - Fundamentos Básicos do Método e Ensaios em Laboratório

A determinação do coeficiente de reaeração de um curso d'água natural pela técnica dos traçadores gasosos utiliza a medida do coeficiente de dessorção de um traçador gasoso. O princípio envolvido nesta determinação baseia-se na observação experimental de que, dentro de certos limites, a razão entre estes coeficientes, denominada *fator de conversão*, é independente da temperatura e do nível da agitação turbulenta reinante no sistema.

Preliminarmente aos trabalhos de campo, testes são conduzidos em laboratório para a obtenção do *fator de conversão*, envolvendo as medidas simultâneas da absorção do oxigênio e da dessorção de um traçador gasoso, em calhas ou tanques mecanicamente agitados (RAINWATER & HOLLEY, 1983; BALES & HOLLEY, 1986; BARBOSA, 1989). Nestes testes, são estabelecidos os níveis de temperatura e turbulência normalmente manifestados nos escoamentos naturais da água.

No campo, o uso do traçador gasoso para simular o oxigênio dissolvido requer o atendimento da hipótese de que a sua remoção do escoamento acontece unicamente pela dessorção através da interface definida pelo líquido e a atmosfera, sem que ocorra a interferência de nenhum outro processo, seja ele químico, físico ou biológico.

Os testes de campo com a *técnica do traçador radioativo* utilizam três substâncias que são liberadas instantânea e simultaneamente no escoamento, em um ponto de uma seção transversal a montante do trecho a ser estudado. TSIVOGLU et al. (1968, 1976), conforme já mencionado, utilizaram o Kr_{85} como traçador gasoso e o trítio como traçador conservativo, este último com a função de fornecer as informações da diluição, mistura e dispersão sofridas pelos traçadores no escoamento. Complementarmente, foi utilizado um "corante" (rodamina-WT) para monitorar o movimento dos outros traçadores. Na escolha do criptônio-85 foi considerado, além da propriedade do gás nobre ser quimicamente inerte, o fato de se dispor de técnica convenientemente de medida da concentração do isótopo radioativo. Além disso, a meia-vida do criptônio-85 é de 10,3 anos, o que permite considerar desprezível o decaimento durante o intervalo de tempo de duração de um ensaio de campo (TSIVOGLU et al., 1968, 1976; RAINWATER & HOLLEY, 1983).

Os testes de laboratório inicialmente conduzidos por TSIVOGLU (1965) envolveram as medidas simultâneas do coeficiente de reaeração e dos coeficientes de dessorção de dois isótopos radioativos de gases nobres, o criptônio-85 (Kr_{85}) e o radônio-222 (Rn_{222}). Estes testes foram realizados sob variadas condições de mistura turbulenta, para temperaturas constantes fixadas na faixa de 10 a 30°C. Os valores médios encontrados para o fator de conversão nestes estudos foram considerados constantes dentro dos limites de erros experimentais envolvidos, sendo pois admitidos independentes da temperatura e das condições de mistura. Os valores que foram registrados são

$$R_{Kr} = \frac{K_2}{K_{Kr}} = 1,22 \pm 0,06 \quad (3.96)$$

e

$$R_{Rn} = \frac{K_2}{K_{Rn}} = 1,43 \pm 0,07 \quad (3.97)$$

onde K_{Kr} e K_{Rn} são os coeficientes de transferência volumétricos do criptônio-85 e radônio-222, respectivamente, medidos com a unidade de tempo⁻¹, e R_{Kr} e R_{Rn} são os correspondentes fatores de conversão.

Na *técnica dos traçadores gasosos modificada* um hidrocarboneto de baixo peso molecular substitui o isótopo radioativo como traçador gasoso e a rodamina-WT é o traçador utilizado para fornecer as informações da diluição, mistura e dispersão. RATHBUN et al. (1975, 1978) escolheram o etileno e o propano como traçadores gasosos, basicamente pelo fato de que estes gases têm características de solubilidade e de difusividade em água próximas às do oxigênio, além de serem relativamente baratos, de fácil obtenção e não tóxicos em baixas concentrações. As concentrações de saturação destes gases, sob uma pressão de 1 atm do gás puro, conforme fornecido por RAINWATER & HOLLEY (1983), são 131 µg/l para o etileno em água, e 62 µg/l para o propano. Complementarmente, foi ainda levado em conta o fato de que havia uma técnica disponível para a medida de quantidades traços de hidrocarbonetos em água, por cromatografia gasosa, desenvolvida por SWINNERTON & LINNENBOM (1967).

RATHBUN et al. (1978) conduziram experimentos em laboratório, em um tanque de agitação de seção retangular, onde 84 testes foram realizados para a absorção do oxigênio simultaneamente à dessorção de etileno e propano, em diferentes condições de mistura, em temperaturas de 20, 25 e 30°C. Estes resultados permitiram verificar a proposição de uma constância do fator de conversão, que foram apresentados como:

$$R_E = \frac{K_2}{K_E} = 1,15, \quad (3.98)$$

para o etileno, e

$$R_P = \frac{K_2}{K_P} = 1,39 \quad (3.99)$$

para o propano. Nestes estudos, para a quantificação dos hidrocarbonetos, foi empregada uma modificação da técnica de SWINNERTON & LINNENBOM (1967), introduzida por SHULTZ et al. (1976).

Outros estudos de laboratório, que foram mais tarde realizados, confirmaram os resultados apresentados por Rathbun et al.. RAINWATER & HOLLEY (1983), conduziram experimentos em um tanque cilíndrico, com agitação

mecânica promovida por hélices, para o estudo das transferências simultâneas de oxigênio (absorção), etileno e propano (dessorção), em três diferentes níveis de agitação (velocidades de 100, 150 e 200 rpm), nas temperaturas de 4, 20 e 32°C. Os valores registrados de R_E e R_p foram 1,14 e 1,36, respectivamente, e são bem comparados com os resultados de RATHBUN et al. (1978). BALES & HOLLEY (1986) repetiram os estudos com estes gases em uma calha de laboratório, onde as características hidrodinâmicas diferem daquelas dos vasos agitados e apresentam uma maior semelhança com as dos escoamentos naturais da água. Realizando testes em três diferentes condições de escoamento, Bales & Holley obtiveram resultados também comparáveis aos anteriormente registrados ($R_E=1,13$ e $R_p=1,36$). Contudo, os seus procedimentos experimentais foram contestados por RATHBUN (1988), que julgou que a prática de amostragem adotada tornou os resultados equivalentes àqueles obtidos em testes em vasos agitados. BARBOSA & GIORGETTI (1990) obtiveram $R_E=1,14$, como resultado de 19 testes com oxigênio e etileno, sob diferentes condições de mistura (rotações entre 56 e 370 rpm) e temperatura (entre 18 e 23,4°C), utilizando um tanque de mistura com características similares ao de RAINWATER & HOLLEY (1983). Nestes estudos foi desenvolvida uma metodologia para a análise do hidrocarboneto por cromatografia gasosa (uma variação da técnica *head space*), voltada especialmente para o uso no campo com a técnica dos traçadores, conforme BARBOSA (1989). Resultados satisfatórios com a esta técnica cromatográfica também foram alcançados por CUNHA (1993), para os gases etileno e acetileno e, mais tarde, por CARVALHO (1995) que a utilizou para estudar as transferências do propano e acetileno, simultaneamente à absorção do oxigênio, em um tanque com agitação produzida por grades. Os estudos de Carvalho, com 25 testes de mistura em temperaturas próximas de 26°C, produziram $R_p=1,34$, que foi considerado estatisticamente consistente, com um nível de 95% de confiança, com os resultados já citados. Uma técnica semelhante para testes em laboratório também foi empregada por THENE (1990).

WILCOCK (1984a, 1984b, 1984c) desenvolveu um estudo adicional, propondo a utilização do cloreto de metila (CH_3Cl) como traçador gasoso. Para justificar a sua escolha considerou, principalmente, o fato de que o cloreto de metila é uma substância relativamente estável em água, normalmente não encontrada nos cursos d'água naturais da Nova Zelândia, que pode ser detectável em níveis da ordem de picograma pela técnica de cromatografia gasosa que emprega um detector de captura de elétrons. Com solubilidade moderada em água (7,34 g/l, a 15°C e 1 atm de

pressão do gás puro), o CH_3Cl é altamente solúvel em acetona, o que constitui uma característica que facilita o seu armazenamento e transporte na forma concentrada.

Os estudos de laboratório de WILCOCK (1984a) produziram resultados que o levaram a concluir que o fator de conversão para o cloreto de metila é dependente da temperatura, na faixa ensaiada de temperaturas entre 5 e 35°C. A dependência da temperatura da razão entre os coeficientes de transferência do oxigênio e do cloreto de metila, escrita em termos do fator R_{MCl} , pode ser apresentada na forma

$$R_{\text{MCl}} = \frac{K_2}{K_{\text{MCl}}} = 0,2313 \cdot \exp\left(\frac{530,97}{273 + T}\right). \quad (3.100)$$

onde T é a temperatura expressa em graus Celsius.

Embora as razões entre os coeficientes volumétricos de transferência do oxigênio e dos gases radioativos e orgânicos tenham sido estabelecidas experimentalmente, algumas tentativas foram feitas com o objetivo de justificar os resultados a partir dos modelos teóricos.

Os diferentes modelos conceituais abordados no item 3.3.1, como a teoria dos *filmes fluidos* (LEWIS & WHITMAN, 1923), a teoria da *penetração* (HIGBIE, 1935), a *teoria da renovação superficial* (DANCKWERTS, 1951), a teoria da *penetração do filme* (DOBBINS, 1962), entre outros, embora conceitualmente distintos, mostram que o coeficiente de transferência gasosa apresenta, pelo menos sob certas condições, uma dependência direta da difusividade molecular do gás. Adicionalmente, foi visto nos itens 3.3 e 3.4 que uma grande quantidade de dados presentes na literatura mostra que o coeficiente de transferência de massa de um dado gás apresenta uma dependência direta da temperatura e do nível da agitação turbulenta em um corpo d'água. Por isso, para que o fator de transferência tenha um valor constante é preciso que os diferentes gases sejam igualmente influenciados pela temperatura e condições hidrodinâmicas reinantes no sistema.

Para as transferências simultâneas do oxigênio e de um gás traçador em um sistema líquido, as previsões fornecidas pelos modelos conceituais devem conduzir a uma relação da forma

$$R_T = \frac{K_2}{K_T} = \left(\frac{D_{\text{mO}_2}}{D_{\text{mT}}}\right)^n \quad (3.101)$$

onde $D_{m_{O_2}}$ e D_{m_T} são, respectivamente, as difusividades moleculares do oxigênio e do traçador gasoso em água e η é um parâmetro que, conforme as teorias, situa-se entre 0,5 e 1; η é constante e igual a 0,5 pelas teorias da penetração e da renovação superficial, η é igual a 1 pela teoria do filme, e varia entre estes limites conforme a teoria da penetração do filme, a depender do nível da agitação turbulenta.

A justificativa apresentada por TSIVOGLU et al. (1965) para a constância das relações expressas na forma das Eqs. (3.96) e (3.97) foi apresentada no item 3.4.2.1, a partir de $\eta=1$ na Eq. (3.101), e pode ser resumida pela Eq. (3.53) escrita para o oxigênio e o traçador gasoso: $K_2/K_T = d_{m_T}/d_{m_{O_2}}$, sendo d_m os diâmetros moleculares dos gases envolvidos.

RATHBUN et al. (1978), com base nos dados então disponíveis na literatura para as difusividades moleculares do oxigênio, etileno e propano e, ainda, considerando a combinação de erros experimentais envolvidos nas determinações das difusividades moleculares e dos coeficientes de absorção e dessorção desses gases, concluíram que os coeficientes de transferência das Eqs. (3.98) e (3.99) são consistentes com a proposição de Tsivoglou et al., com o expoente $\eta=1$ na Eq. (3.101).

KYOSAI et al.* (1980), citados por RAINWATER & HOLLEY (1983), realizaram estudos teórico e experimental, que resultou num modelo para a transferência simultânea de dois gases na forma

$$\frac{(K_L)_2}{(K_L)_1} = \left[\frac{(V_C)_1}{(V_C)_2} \right]^{0,629-\eta} \quad (3.102)$$

onde V_C é o volume crítico do gás, isto é, o volume ocupado por um mol do gás nas condições de pressão e temperatura críticas. Kyosai et al. apresentaram sua formulação a partir da equação de Wilke & Chang (WILKE & CHANG, 1955) e consideraram a Eq. (3.102) consistente com os dados de RATHBUN et al. (1978) para um valor de η igual a 0,5, o que estaria de acordo com o modelo de DOBBINS (1962) para taxas de renovação superficial suficientemente altas.

RAINWATER & HOLLEY (1983) discutiram os resultados de Kyosai et al. e mostraram que estes praticamente convergem para o modelo de Tsivoglou et al. quando se faz a consideração do volume molecular crítico proporcional ao cubo

* KYOSAI, S.; HOUTHFOOD, J. M. & PETRASEK, A. C., (1980). *Desorption of Volatile Priority Pollutants in Sewers*, Interim Report, USEPA, Test and Evaluation Facility, 26 W. Saint Clair St., Cincinnati, Ohio, 45628.

do diâmetro molecular. Com efeito, para $V_c \propto d_m^3$, a Eq. (3.102), com $\eta=0,5$ se reescreve:

$$\frac{(K_L)_2}{(K_L)_1} = \left[\frac{(d_m)_1}{(d_m)_2} \right]^{0,94} \quad (3.103)$$

que é muito próxima da Eq. (3.53) proposta por Tsvoglou a partir da consideração de $\eta=1$.

RAINWATER & HOLLEY (1983) observam que a aproximação feita, embora simplista, pode ser usada para mostrar que possivelmente existe uma consistência geral entre as Eqs. (3.53) e (3.102). Contudo, considerando-se o fato de que elas são originárias de hipóteses contraditórias (o valor de η da Eq. 3.101), as evidências experimentais são muito mais fortes do que as justificativas teóricas.

3.5.5.2 - Testes de Campo com a Técnica dos Traçadores

Os traçadores empregados nos estudos de campo para a obtenção do coeficiente de dessorção do gás, além de solúveis em água, apresentam características físicas tais que, quando introduzidos no escoamento, experimentam as mesmas diluição, advecção, mistura transversal turbulenta e dispersão longitudinal. São ditos componentes passivos, uma vez que a presença destes não afeta as características hidrodinâmicas do escoamento.

O processo de mistura turbulenta dos traçadores no escoamento ocorre em todas as três dimensões do canal natural. Em geral, a mistura vertical completa-se mais rapidamente que a mistura lateral, pois os cursos de água naturais são, normalmente, mais largos que profundos, à despeito do fato de ser o coeficiente de mistura turbulenta transversal maior do que o coeficiente de mistura turbulenta vertical.

A exigência de mistura completa, isto é, de uma distribuição uniforme da concentração do traçador na seção transversal ao escoamento, deve ser feita quando se utiliza uma modelagem unidimensional do processo de transporte. No que diz respeito à técnica dos traçadores, na maior parte das vezes tem-se por objetivo atingir a situação de unidimensionalidade, uma condição interessante, ainda, por simplificar o processo de amostragem e, conseqüentemente, reduzir o tempo e os custos das análises.

Os diferentes métodos já desenvolvidos para o emprego da técnica dos traçadores gasosos envolvem diferentes formas de injeção e amostragem, sendo um resumo destas apresentado por HOLLEY & YOTSUKURA (1984). Em geral, a

técnica de campo se desenvolve de modo a permitir o estabelecimento de condições de mistura completa dos traçadores em todo o trecho estudado, para o que a injeção das substâncias é feita a uma distância suficientemente grande da seção de amostragem mais próxima. Uma discussão das condições de mistura completa foi feita no capítulo 2 deste trabalho, juntamente com uma descrição matemática do processo de transporte de uma substância conservativa, que pode ser resumida pela forma da Eq. (2.83) e é aqui reescrita para diferenciar as concentrações dos traçadores gasoso e conservativo com a notação

$$\frac{\partial C_c}{\partial t} + U \frac{\partial C_c}{\partial x} = E_L \frac{\partial^2 C_c}{\partial x^2} \quad (3.104)$$

com C_c representando a concentração do traçador conservativo, função do tempo t e da coordenada longitudinal x , e com U representando a velocidade média do escoamento e E_L o coeficiente de dispersão longitudinal. Para a injeção de uma massa M_c da substância conservativa, a distribuição da concentração resultante será do tipo

$$C_c(x, t) = M_c \cdot f(x, t) \quad (3.105)$$

onde $f(x, t)$ é uma função de resposta que depende das condições iniciais e de contorno, intimamente ligada às características do escoamento e à forma da injeção, com as formulações tratadas no capítulo 2, sendo a mais conhecida a clássica representação para o escoamento em canais prismáticos, contida na Eq. (2.84):

$$f(x, t) = \frac{1}{A \sqrt{4\pi E_L t}} \exp \left\{ -\frac{(x - Ut)^2}{4E_L t} \right\} \quad (3.106)$$

À luz dos conceitos introduzidos por FISCHER et al. (1979), no capítulo 2 foi abordado o problema do lançamento pontual e instantâneo de um traçador. Conforme apresentado, num primeiro período do processo de transporte, que se inicia com o lançamento do traçador, o efeito da advecção é dominante, exigindo-se o transcurso de um intervalo de tempo suficientemente longo para que a mistura completa na seção transversal seja atingida. Esta é a chamada fase advectiva ou período inicial (ou período de Fischer). É ao final deste intervalo que tem início a chamada fase dispersiva, ou período de Taylor, quando então se justifica a adoção de um modelo de transporte de massa unidimensional, com a forma da clássica equação da advecção-dispersão representada pela Eq. (3.104).

Para fins de estudo da reaeração com o uso de um modelo do tipo da Eq. (3.105), a distância ótima para a amostragem dos traçadores é aquela em que as condições se aproximam da unidimensionalidade, o que coincide com o final da duração da fase advectiva. A título de ilustração, a Figura 3.6 procura representar a distribuição espacial da concentração do traçador ao longo do escoamento como resultado de uma injeção pontual e instantânea, ou de curta duração, do traçador.

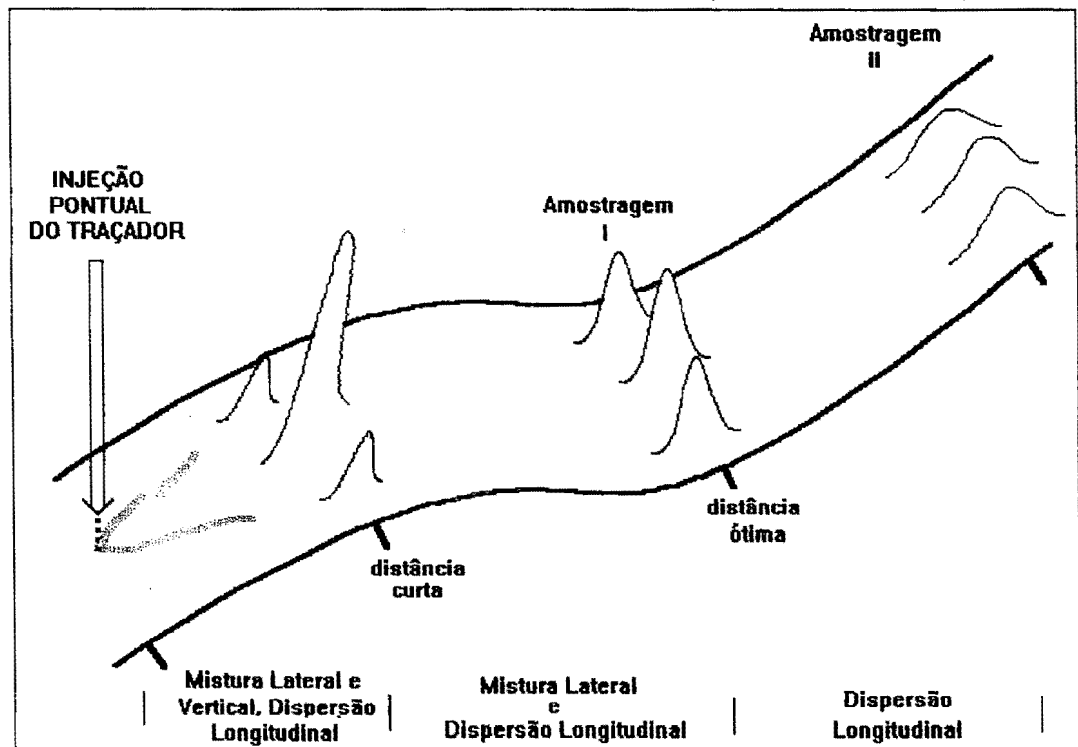


Figura 3.6 - Distribuição espacial da concentração de um traçador como resultado de uma injeção pontual e instantânea no eixo de um curso de água natural (Adaptado de KILPATRICK et al., 1989).

Numa extensão, para a equação diferencial descritiva do transporte de massa do traçador gasoso é admitido que a transferência superficial gasosa (dessorção) seja regida por um processo de primeira ordem, sendo escrita para as condições unidimensionais como

$$\frac{\partial C_g}{\partial t} + U \frac{\partial C_g}{\partial x} = E_L \frac{\partial^2 C_g}{\partial x^2} - K_T \cdot C_g, \quad (3.107)$$

onde C_G é a concentração do gás. Se o coeficiente de dessorção do gás (K_T) for constante ao longo do tempo em todo o trecho em que se executa o teste, e a injeção do gás feita de maneira semelhante à injeção do traçador conservativo, pode-se escrever

$$C_G(x,t) = M_G \cdot f(x,t) \cdot \exp(-K_T \cdot t), \quad (3.108)$$

onde M_G é a massa de gás dissolvida na seção de injeção e $f(x,t)$ é a mesma função de resposta aplicada na Eq. (3.105), uma vez ainda que os traçadores gasoso e conservativo experimentam as mesmas diluição e dispersão relativas.

Uma combinação das Eqs. (3.105) e (3.108) permite, então, escrever:

$$\frac{C_G(x,t)}{C_C(x,t)} = \frac{M_G}{M_C} \cdot \exp(-K_T \cdot t). \quad (3.109)$$

A Eq. (3.109) é utilizada no tratamento matemático em aplicações de campo para o cálculo do coeficiente de dessorção do gás a partir de dados de concentrações medidas em duas seções retas do escoamento. Embora o coeficiente K_T seja admitido constante na Eq. (3.109), ele na realidade deve sofrer variações ao longo do trecho estudado; por isso, o valor resultante do uso da Eq. (3.109) deve ser visto como uma média para o trecho (HOLLEY & YOTSUKURA, 1983).

No método de TSIVOGLU (1968) ou *técnica dos traçadores radioativos*, os traçadores são dissolvidos em uma ampola que é quebrada sob a água para fornecer uma injeção instantânea em uma seção do escoamento a montante do trecho sob teste: o gás criptônio é dissolvido juntamente com o trítio, como traçador conservativo, e a rodamina-WT que é utilizada como um traçador auxiliar no monitoramento da nuvem. São empregados fluorímetros de campo para monitorar as concentrações da rodamina nas seções de amostragens, permitindo que as amostras sejam colhidas nas vizinhanças dos picos de concentração dos traçadores para as análises posteriores para o criptônio e o trítio. Com base nos resultados dessas análises, o valor de K_T pode ser encontrado com o uso de uma modificação da Eq. (3.109), para os valores referidos aos picos das distribuições de concentração do traçador conservativo (trítio) nas seções extremas do trecho sob teste,

$$K_T = \frac{1}{t_{p_2} - t_{p_1}} \ln \frac{(C_G/C_C)_1}{(C_G/C_C)_2}, \quad (3.110)$$

com t_p correspondendo ao tempo de ocorrência do pico da distribuição da concentração do traçador conservativo e os índices 1 e 2 identificando os valores para as seções de montante e jusante, respectivamente.

Conforme observado por RAINWATER & HOLLEY (1983), a hipótese da água *tritiada* ser conservativa é questionada por RATHBUN et al. (1980). Alguns trabalhos, citados por RAINWATER & HOLLEY (1983), como LAU* (1977), sugerem a ocorrência de perdas do trítio para a atmosfera, ou ainda perdas do trítio pelo efeito da adsorção em partículas de argila, como em STEWART & STETSON* (1975). RATHBUN et al. (1980) também levantam dúvidas quanto às perdas por adsorção do criptônio-85, tomando por base os resultados de um estudo realizado por GORDON (1977) que concluiu que o efeito da adsorção pode ser significativo em água com concentração de sólidos suspensos superior a 500 mg/l.

Pela técnica dos traçadores modificada (RATHBUN et al., 1975, 1978) o hidrocarboneto gasoso é borbulhado no escoamento por meio de difusores dispostos no leito do curso d'água. Como gás traçador, em geral, a preferência tem recaído sobre o propano, embora o etileno também já tenha sido utilizado, porque, entre outras causas, os hidrocarbonetos insaturados são quimicamente mais reativos do que os saturados.

Uma dificuldade aqui encontrada está associada ao limite de detecção da técnica cromatográfica de análise das amostras (da ordem de $\mu\text{g/l}$). Assim, uma vez que os hidrocarbonetos não são muito solúveis em água, o tempo e a taxa de injeção do gás devem ser suficientemente elevados para produzir concentrações mensuráveis na extremidade de jusante do trecho sob teste. Da quantidade total do gás borbulhado apenas uma pequena parcela entra em solução (entre 5% e 20%, a depender da profundidade local do escoamento), sendo o restante imediatamente perdido através da superfície livre da água (HOLLEY & YOTSUKURA, 1984). Métodos de quantificação das taxas de injeção em função da descarga dos cursos d'água são apresentados por KILPATRICK et al. (1989).

Na técnica dos traçadores modificada a rodamina-WT tem dupla função: serve como traçador conservativo e é ainda, como antes, utilizada para o monitoramento da passagem da nuvem pelas estações de amostragem, para indicar quando dar início à coleta de amostras de água para análise das concentrações do gás.

* LAU, Y. L., (1977). *Tracer Measurement of River Evaporation: Laboratory Study*. Scientific Series No. 73, Canada Centre for Inland Waters, Ottawa, Canada.

* STEWART, G. L. & STETSON, J. R., (1975). *Tritium and Deuterium as Water Tracers in Hydrologic Systems*, Publication No. 55, Completion Report FY-76-2, Water Resources Research Center, University of Massachusetts, Amherst, Massachusetts.

A forma e o tempo de injeção do traçador conservativo dependem do método utilizado para a injeção do gás e do tratamento matemático dos dados para a quantificação de K_T . Considerado o fato de que a rodamina é levemente não conservativa, pode ainda ser necessário efetuar correções para as perdas ocorridas no escoamento, conforme é tratado adiante.

As variações da técnica dos traçadores modificada que têm sido empregadas diferem no modo de injeção dos traçadores. Tratando-se inicialmente com os estudos em condições unidimensionais, têm-se basicamente dois procedimentos gerais de campo com denominações referidas aos métodos adotados para a injeção do traçador gasoso:

i) *Método de injeção de curta duração* do gás (MICD), feita com uma taxa constante, que exige a injeção simultânea e de idêntica duração do traçador conservativo. A distribuição da concentração tem comportamento típico como mostrado nas Figura 3.6 e 3.8.

ii) *Método de injeção de longa duração* do gás (MILD) com taxa constante, com a injeção instantânea do traçador conservativo no início da injeção do gás. Para este caso, a distribuição de concentração tem comportamento conforme o esquema da Figura 3.10.

O MICD tem, ainda, duas variações quanto aos procedimentos de análise dos dados, sendo estas variações conhecidas como *método do pico* e *método da área*.

No *método do pico*, a determinação de K_T é feita com base no modelo da Eq. (3.110), pois a determinação do coeficiente de reaeração por este método e pela técnica do traçador radioativo segue, em geral, o mesmo princípio básico. No *método do pico* a concentração de rodamina é empregada quantitativamente no cálculo do coeficiente de desorção do gás. Contudo, uma vez que esta substância não é totalmente conservativa, exige-se a introdução de correções para considerar as pequenas perdas do corante eventualmente ocorridas no escoamento.

Para o uso da Eq. (3.110), o método requer que tanto a concentração do gás quanto a concentração da rodamina sejam tomadas em um mesmo tempo característico, que é escolhido com base nas curvas de distribuição da concentração da rodamina nas seções de amostragem de montante e jusante. Mais comumente tem sido empregado o tempo de ocorrência do pico de concentração, daí o nome do método, embora seja equivalente considerar o tempo de ocorrência do centróide da distribuição (KILPATRICK et al., 1989). Na Figura 3.7 são esquematicamente representadas as distribuições de concentração, com as indicações dos tempos característicos do *método do pico*.

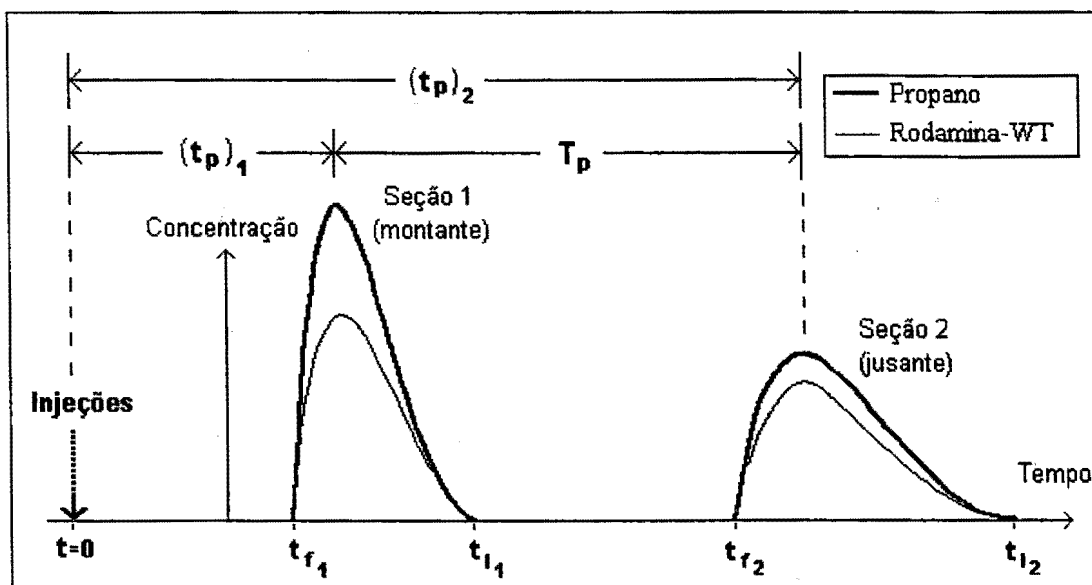


Figura 3.7 - Esquema ilustrativo das curvas de resposta nas seções de montante e jusante para o método do pico (Adaptado de KILPATRICK et al., 1989).

A correção para as perdas da rodamina é feita majorando-se as concentrações de pico, na forma:

$$K_T = \frac{1}{T_p} \ln \frac{\left(\frac{C_G}{C_c/R_r} \right)_1}{\left(\frac{C_G}{C_c/R_r} \right)_2}, \quad (3.111)$$

onde $T_p = t_{p_2} - t_{p_1}$, é o tempo viagem do pico de concentração da rodamina entre as estações de amostragem, visualizado na Figura 3.7, e R_r é a razão de recuperação da massa de rodamina, com valor sempre menor ou igual a um, definida pela razão da massa de rodamina que passa pela seção de amostragem pela massa total de rodamina injetada. Esta quantidade é calculada como

$$R_r = (Q \cdot A_c) / M_c \quad (3.112)$$

sendo M_c a massa de rodamina injetada, Q a vazão do curso d'água na seção de amostragem e A_c a área da curva de resposta. O valor de A_c pode ser obtido por planimetria ou pela integração numérica da curva de distribuição da concentração do corante em função do tempo, como

$$A_c = \int_{t_f}^{t_l} C_c(t) dt, \quad (3.113)$$

sendo t_f e t_l os tempos de chegada da frente e da passagem da cauda da nuvem do corante pelo posto de observação, respectivamente.

A título de ilustração, uma curva de resposta a uma injeção de curta duração do traçador é mostrada na Figura 3.8. Para que seja levantada a curva de resposta completa do traçador (rodamina), um conjunto suficiente de amostras deve ser tomado durante todo o intervalo de tempo de duração T_d indicado na figura, que representa a duração da passagem da nuvem do corante pelo ponto de observação. O uso de um único ponto de observação é válido em condições de unidimensionalidade do processo de transporte de massa, quando as áreas sob as curvas de resposta referidas a quaisquer pontos sobre uma mesma seção transversal são iguais entre si.

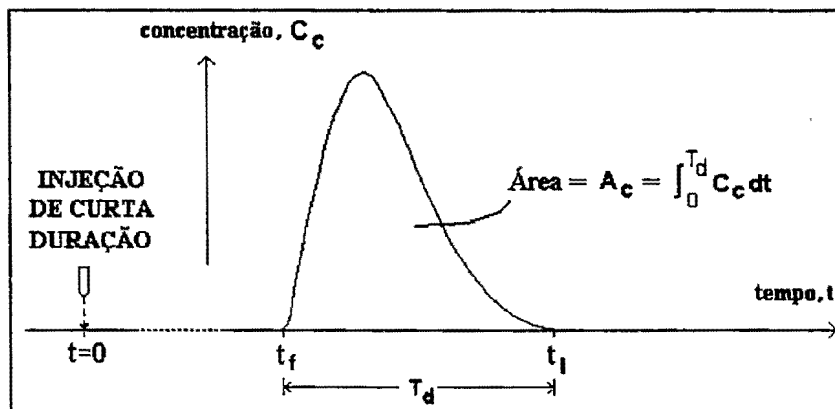


Figura 3.8 - Curva de resposta a uma injeção de curta duração do traçador "conservativo".

HOLLEY & YOTSUKURA (1984) observam que na Eq. (3.111) devem ser usados valores simultâneos de C_g e C_c para formar a relação C_g/C_c , uma vez que o pico do gás normalmente ocorre mais cedo do que o pico do corante em função da dessorção do gás.

RATHBUN et al. (1980), respondendo a um questionamento de TSIVOGLU et al. (1979), mostraram ainda que a não consideração das perdas de rodamina na Eq. (3.111) pouco afeta o coeficiente de reaeração obtido, produzindo tão somente, em média, um erro da ordem de 6,7%.

A outra alternativa para determinar K_T quando se empregam injeções simultâneas de curta duração dos traçadores gasoso e conservativo é o *método da área*. Este método baseia-se na determinação da redução na massa do traçador gasoso que ocorre no trecho em estudo. Isto requer amostragem para a concentração do gás em quantidade suficiente para permitir o levantamento da curva completa de concentração deste traçador em função do tempo da sua passagem pelo posto de observação. Nesse caso, em consequência, não será necessário introduzir correções para as perdas da rodamina, uma vez que a massa total do gás é medida nas duas seções de amostragem, diferentemente do método do pico. Assim, a rodamina-WT deverá ser usada tão somente para fins de monitoramento.

O procedimento de cálculo utiliza as áreas das curvas de resposta do gás, A_G , para as seções de montante e jusante, de onde a denominação de método da área. O cálculo do coeficiente de dessorção do traçador gasoso é realizado segundo a expressão

$$K_T = \frac{1}{\bar{t}_2 - \bar{t}_1} \ln \frac{(A_G \cdot Q)_1}{(A_G \cdot Q)_2} \quad (3.114)$$

onde A_G é definido analogamente à Eq. (3.113) e $\bar{t}_2 - \bar{t}_1$ é a medida do tempo de viagem do centróide da curva de resposta da rodamina entre as seções de montante e jusante. O tempo de ocorrência do centróide referido a cada uma das seções de amostragem é a medida da razão entre os momentos de primeira ordem e de ordem zero da distribuição temporal da concentração da rodamina, momentos estes tomados em relação à origem $t=0$, sendo calculado conforme a Eq. (2.118).

HOLLEY & YOTSUKURA (1984) observam ainda que na obtenção da Eq. (3.114) está implícita a hipótese de que é desprezível a dessorção do gás que ocorre durante o intervalo de tempo de coleta das amostras, isto é, durante a passagem dos traçadores pela seção de amostragem. Esta consideração é razoável quando o adimensional $4E_L K_T / U^2$ é muito menor do que a unidade, o que é uma situação normalmente encontrada nos escoamentos naturais. Com relação à intensidade do uso dos métodos, KILPATRICK et al. (1985) observam que o método da área é menos usado do que o método do pico, pois requer um número maior de amostras do gás, muito embora não necessite de avaliações para as perdas do corante.

Num outro procedimento de quantificação do coeficiente de reaeração pela técnica dos traçadores gasosos modificada faz-se uso da *injeção de longa duração do gás* com uma taxa constante e por um intervalo de tempo suficientemente

longo, de modo a proporcionar o estabelecimento de um estado permanente da concentração do gás. Este estado permanente é caracterizado pela conformação de um patamar de concentração do gás em cada uma das seções de amostragem. Com este método, no instante em que se inicia a injeção do gás, ou mesmo logo após, deve-se fazer uma injeção de curtíssima duração (instantânea) do traçador conservativo.

O método da injeção de longa duração foi apresentado por YOTSUKURA et al. (1983), com a condução de um estudo de campo com o fim de examinar as reprodutibilidades dos dados do traçador e do coeficiente de desSORÇÃO do propano, e também para avaliar o efeito do vento sobre K_T .

Aqui, antes da apresentação das formulações básicas do método, e para melhorar justificar os procedimentos de campo, far-se-á, preliminarmente, uma descrição qualitativa com base no comportamento dos traçadores no escoamento.

A forma característica da curva de resposta para uma injeção de longa duração pode ser simulada empregando-se o princípio da superposição, conforme mostrado por KILPATRICK et al. (1989). Para ilustração, considera-se a Figura 3.9, onde a curva 1 corresponde à resposta a uma injeção de curta duração $\Delta\tau$. Os tempos identificados por t_f e t_r , como nas Figuras 3.7 e 3.8, são contados a partir do início da injeção e identificam os instantes em que passam pelo ponto de observação de jusante a frente e a cauda da nuvem, respectivamente. Com a consideração de um regime permanente do escoamento, a execução de uma seqüência de injeções consecutivas de curta duração $\Delta\tau$, produziria uma série correspondente de curvas de resposta, todas idênticas, na forma apresentada das curvas 1, 2, 3, 4, ..., n da Figura 3.9.

Na prática, quando o traçador gasoso é injetado continuamente, ao invés da sucessão de curvas de resposta utilizada na exposição acima, o que se observa é uma única curva apresentando um crescimento da concentração que se faz, desde t_r até o instante t_f , como resultado do efeito da superposição das curvas de resposta individuais. E, desde que a duração da injeção se mantenha por um período superior ao intervalo T_d , a partir do instante t_f será atingido o regime de equilíbrio da concentração no ponto de observação, que é caracterizado pelo patamar de concentração.

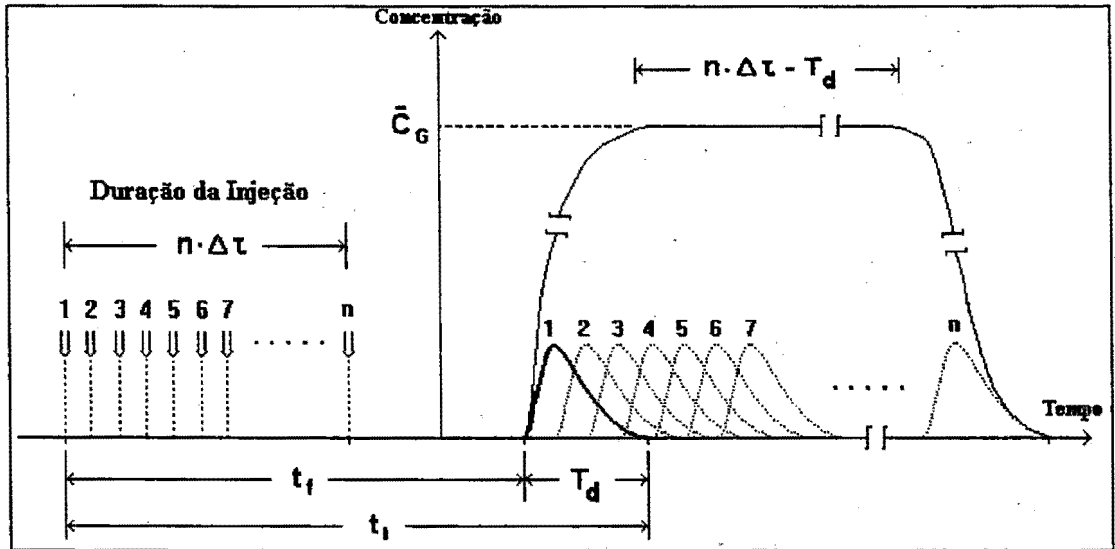


Figura 3.9 - Superposição de curvas de resposta a uma série de injeções de curta duração, para simular a resposta a uma injeção de longa duração do gás (Adaptado de Kilpatrick et al., 1989).

A modelagem matemática para o cálculo do coeficiente de dessorção do gás no método da injeção de longa duração foi apresentada por YOTSUKURA et al. (1983), a partir de considerações feitas com base na Eq. (3.109), aplicável às injeções instantâneas e simultâneas dos traçadores gasoso e conservativo. Para a condição de regime permanente do escoamento, foi definida uma função de resposta normalizada associada a uma injeção instantânea do traçador conservativo, da forma

$$f_n(x,t) = \frac{C_c(x,t)}{\int_0^{\infty} C_c(x,t) dt} \quad (3.115)$$

onde a integral do denominador é a área da curva de resposta do traçador conservativo (definida na Eq. 3.113), e $f_n(x,t)$ é a função de resposta normalizada que representa o efeito total da advecção e mistura do traçador após a sua injeção instantânea em $x=0$ e $t=0$. A função de resposta normalizada tem a dimensão de tempo⁻¹ e a sua integração com relação ao tempo, $\int_0^{\infty} f_n(x,t) dt$, é igual à unidade.

De acordo com a equação da continuidade, para um traçador admitido como completamente conservativo, tem-se

$$\int_0^{\infty} C_c(x,t) dt = \frac{M_c}{Q(x)} \quad (3.116)$$

onde $Q(x)$ é a vazão do curso d'água, que deve ser independente do tempo mas pode variar na direção longitudinal do escoamento (por efeito de contribuições laterais, por exemplo). Com a substituição das Eqs. (3.115) e (3.116) na Eq. (3.109), obtém-se a expressão para a distribuição de concentração gás decorrente da sua injeção instantânea, na forma:

$$C_G(x, t) = \frac{M_G}{Q(x)} f_n(x, t) \exp(-K_T \cdot t). \quad (3.117)$$

Na representação da Figura 3.9, este resultado deve corresponder à curva de resposta número 1, e será usado na aplicação do princípio da superposição para a obtenção da resposta à injeção do gás de longa duração.

Na descrição de YOTSUKURA et al. (1983), o traçador conservativo é injetado instantaneamente com o fim de permitir a medida da função de resposta normalizada, enquanto o gás é injetado continuamente com uma taxa uniforme, \dot{m} , tendo início em $\tau = 0$ e se estendendo até $\tau = \tau_f$, com $\tau_f = n \cdot \Delta\tau$ na Figura 3.9, para o tempo total da injeção. A variável τ é utilizada para a contagem do tempo da injeção, e tem origem coincidente com a origem do tempo t .

Se cada uma das massas infinitesimais de intensidade ($\dot{m} \cdot d\tau$) representam injeções instantâneas do traçador gasoso, então a aplicação do princípio da superposição com base na Eq. (3.117) permite escrever

$$C_G(x, t) = \frac{\dot{m}}{Q(x)} \int_0^{\tau_f} f_n(x, t - \tau) \exp \{-K_T(t - \tau)\} d\tau, \quad (3.118)$$

que é uma equação válida para $t \leq \tau_f$, com $f_n(x, t - \tau) = 0$ para valores negativos de $(t - \tau)$.

Para a seqüência da exposição do método de YOTSUKURA et al. (1983), faz-se a introdução de uma nova variável de integração, definida como

$$\varpi = t - \tau, \quad (3.119)$$

com o que a Eq. (3.118) pode ser transformada em

$$C_G(x, t) = \frac{\dot{m}}{Q(x)} \int_{t-\tau_f}^t f_n(x, \varpi) \exp \{-K_T \cdot \varpi\} d\varpi. \quad (3.120)$$

Fazendo t e τ_f tenderem simultaneamente para infinito, a concentração do gás no estado permanente (ou concentração do patamar do gás) poderá ser obtida da Eq. (3.120), reescrita por conveniência de notação, como

$$\bar{C}_G(x,t) = \frac{\dot{m}}{Q(x)} \int_0^{\infty} f_n(x,\tau) \exp \{-K_T \cdot \tau\} d\tau. \quad (3.121)$$

Contudo, conforme Yotsukura et al., a Eq. (3.121), embora geral, não é conveniente para o cálculo direto do coeficiente de dessorção, pois envolve uma forma integral. Por esta equação, vê-se que o estabelecimento de um procedimento direto de cálculo exige o conhecimento da forma analítica da função de resposta normalizada. Para superar esta dificuldade, Yotsukura et al., inicialmente, lançaram mão da hipótese simplificadora de canal reto de seção uniforme. Para estas condições é válida a equação da advecção-difusão na forma da Eq. (2.83), com solução na forma clássica conhecida da Eq. (2.84). Ou, em termos da função de resposta normalizada,

$$f_n(x,t) = \frac{U}{\sqrt{4\pi E_L t}} \exp \left\{ -\frac{(x-Ut)^2}{4E_L t} \right\}. \quad (3.122)$$

A substituição da Eq. (3.122) na Eq. (3.118), e a integração da equação resultante com relação ao tempo τ , desde $\tau=0$ até $\tau=\infty$, produz

$$\bar{C}_G = \frac{\dot{m}}{Q} \exp \left(-\frac{K_T \cdot x}{U} \right), \quad (3.123)$$

que é uma forma já simplificada pela consideração de $4E_L K_T / U^2 < 0,1$, um resultado facilmente encontrado no escoamento turbulento da água em canais.

O cálculo do coeficiente de dessorção com base na Eq. (3.123) é facilitado se esta é convertida em uma forma que não envolve a taxa \dot{m} . Esta taxa é eliminada do equacionamento quando se escreve a Eq. (3.123) para duas seções de amostragem, resultando em

$$K_T = \frac{1}{\bar{t}_2 - \bar{t}_1} \ln \frac{(\bar{C}_G \cdot Q)_1}{(\bar{C}_G \cdot Q)_2} \quad (3.124)$$

onde \bar{t}_1 e \bar{t}_2 substituem x_1/U e x_2/U , respectivamente. Assim, a Eq. (3.124) permite o cálculo direto do coeficiente de dessorção do gás a partir dos dados observados da

concentração em regime permanente (patamar), da descarga do canal e do tempo médio de viagem do centróide da nuvem do corante, que pode ser determinado com base na Eq. (2.118), como no método da área. A título de ilustração, na Figura 3.10 são apresentadas as principais quantidades envolvidas neste cálculo.

Quando o processo de mistura lateral é completo, a injeção do traçador gasoso com taxa constante e por um período suficientemente longo faz com que a dispersão longitudinal não afete a magnitude do patamar de concentração. Por isso, na Figura 3.10, a redução observada na concentração do patamar a jusante deve ser vista como um reflexo da desorção do gás no trecho entre as duas seções. Eventualmente, um aumento de vazão e conseqüente diluição também poderá contribuir para a redução do patamar da concentração de jusante, o que também é previsto pela Eq. (3.124).

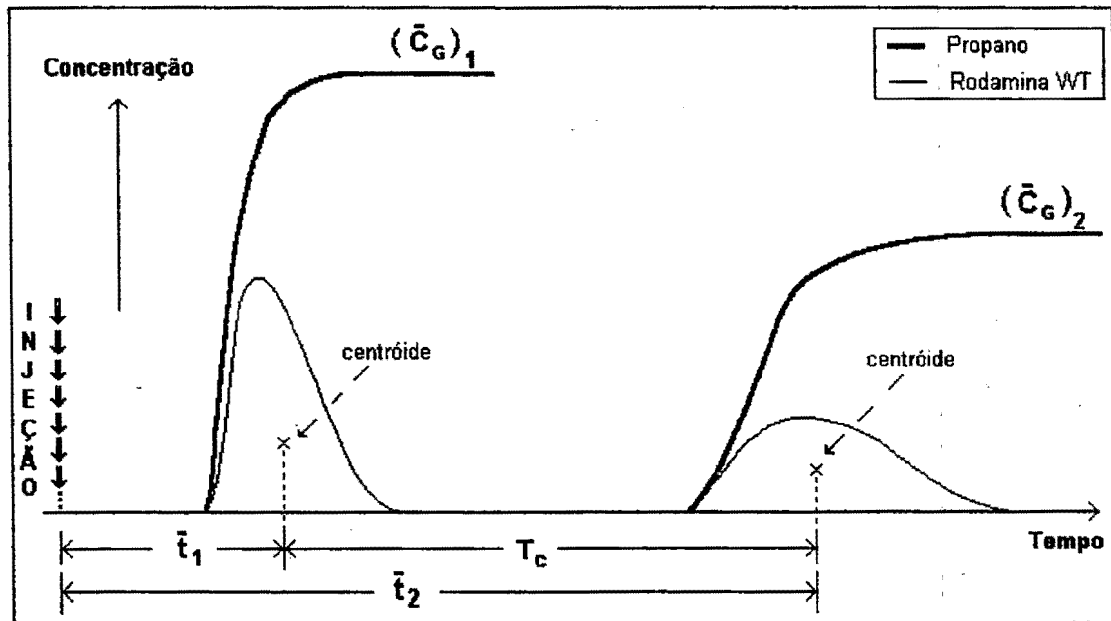


Figura 3.10 - Curvas de resposta dos traçadores em duas seções de amostragem, correspondentes ao método de injeção do gás de longa duração (Adaptado de KILPATRICK et al., 1989).

Conforme apresentado, a Eq. (3.124) deve ser vista como uma aproximação, em virtude das simplificações introduzidas na sua obtenção. YOTSUKURA et al. (1983) utilizaram ainda um procedimento considerado mais exato para o cálculo do coeficiente de dessorção do traçador gasoso, a partir da Eq. (3.121), mais geral. A equação de trabalho neste procedimento é obtida escrevendo-se a Eq. (3.121) para as duas seções de amostragem, eliminando a taxa \dot{m} :

$$\frac{(\bar{C}_G \cdot Q)_1}{(\bar{C}_G \cdot Q)_2} = \frac{\left(\int_0^\infty f_n(x, \tau) \exp \{-K_T \cdot \tau\} d\tau \right)_1}{\left(\int_0^\infty f_n(x, \tau) \exp \{-K_T \cdot \tau\} d\tau \right)_2} \quad (3.125)$$

Na prática, a obtenção de K_T pela Eq. (3.125) envolve integrações numéricas empregando-se diferentes tentativas para os valores deste coeficiente, a partir de um cálculo rápido com o valor de K_T fornecido pela Eq. (3.124). O resultado final é encontrado quando o segundo membro da Eq. (3.125) concorda com os valores observados, definidos pela razão entre os termos de transporte de massa do gás, que formam o lado direito da mesma equação.

KILPATRICK et al. (1989) destacam o fato de que no método da injeção de longa duração do traçador gasoso as perdas do corante não necessitam ser levadas em conta, uma vez que são utilizadas concentrações normalizadas por meio da função f_n . Ainda, somente um número limitado de amostras do gás necessita ser coletado enquanto estabelecidos os patamares nas seções de amostragem.

YOTSUKURA et al. (1983), a partir de uma análise dos erros envolvidos nas medidas que entram na Eq. (3.124) e que se propagam na determinação do erro em K_T , mostram que este erro é fundamentalmente controlado pelo adimensional $K_T \cdot (\bar{t}_2 - \bar{t}_1)$. Por isso, sugerem que para fins de planejamento de um estudo com traçadores deve-se visar obter $K_T \cdot (\bar{t}_2 - \bar{t}_1) > 1$, ou o que é equivalente, $(\bar{C}_G Q)_1 / (\bar{C}_G Q)_2 > 2,72$.

Para avaliar o tempo total de injeção τ_f que é necessário para produzir um estado permanente da concentração do gás, YOTSUKURA et al. (1983) fizeram uma transformação na Eq. (3.120), que foi escrita como

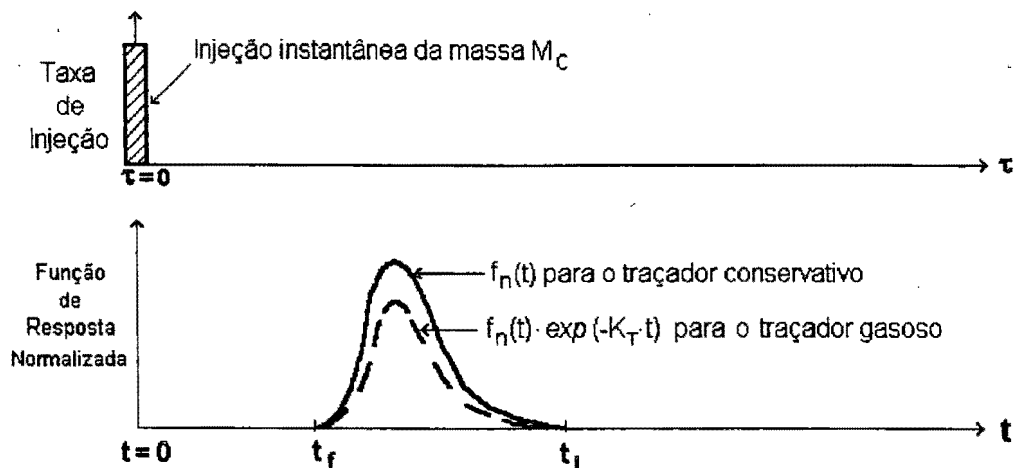
$$C_G(x, t) = \frac{\dot{m}}{Q(x)} \left[\int_0^t f_n(x, \varpi) \exp \{-K_T \cdot \varpi\} d\varpi - \int_0^{t-\tau_f} f_n(x, \varpi) \exp \{-K_T \cdot \varpi\} d\varpi \right]. \quad (3.126)$$

O resultado contido na Eq. (3.126) foi ilustrado por YOTSUKURA et al. (1983) por meio da construção da Figura 3.11. Na Figura 3.11(a) é mostrado que as injeções instantâneas dos traçadores na origem dos tempos produzem funções de resposta não nulas entre os tempos t_f e t_p , que são, respectivamente, os tempos da chegada da frente e da passagem da cauda das nuvens dos traçadores. Pela hipótese da permanência, uma outra injeção instantânea de mesma massa, mas num tempo diferente, por exemplo em $\tau = \tau_f$, deve produzir uma curva de resposta de idêntica forma, mas deslocada no tempo, e compreendida entre $t_f + \tau_f$ e $t_p + \tau_f$.

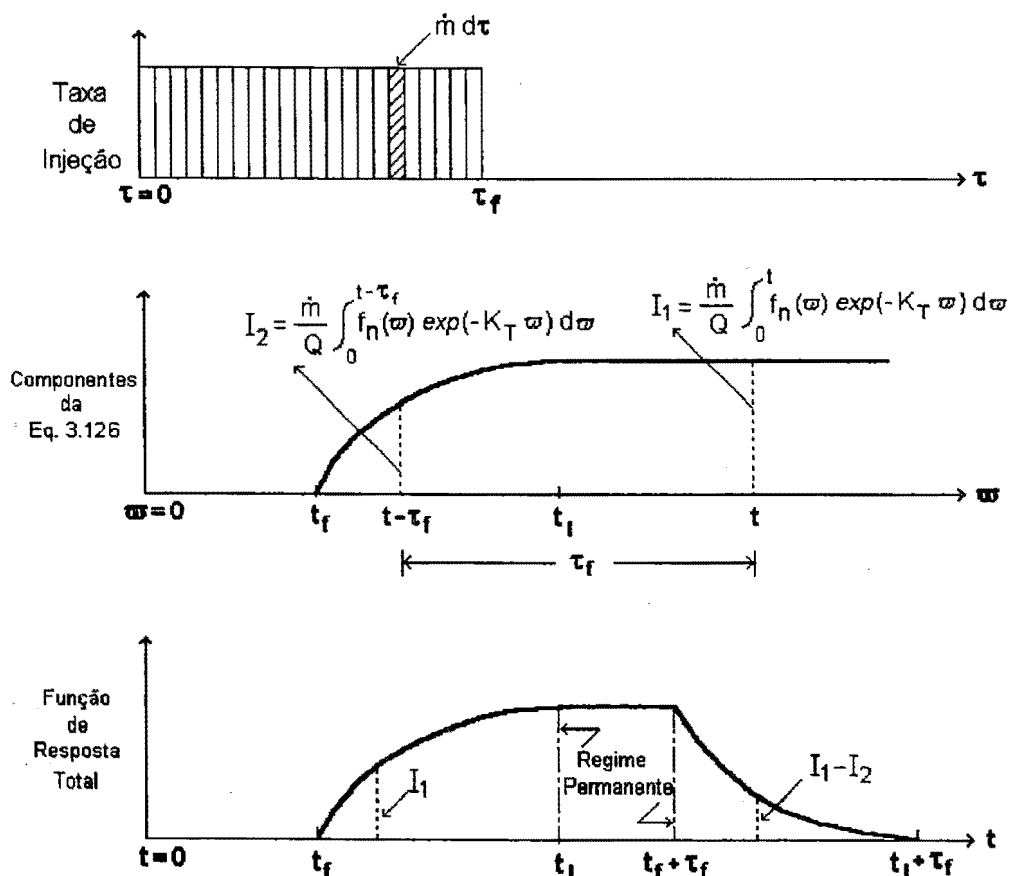
A Figura 3.11(b) ilustra, com três gráficos, a injeção contínua do traçador gasoso e seus efeitos na seção de observação. O primeiro, mais ao alto, mostra a injeção contínua vista como uma sucessão de injeções de curtíssimas durações ("instantâneas") de massas elementares $\dot{m} \cdot d\tau$, equivalente a cada uma das n injeções representadas também na Figura 3.9. O gráfico intermediário procura mostrar como as integrais que compõem a Eq. (3.126) podem ser expressas através de uma curva única. Para t e τ_f escolhidos como mostrado neste gráfico, a notação I_1 é referida à primeira integral de $\varpi = 0$ a $\varpi = t$, e I_2 é a segunda integral realizada entre $\varpi = 0$ e $\varpi = t - \tau_f$. Se t fosse escolhido menor que t_f , tanto t quanto $t - \tau_f$ seriam menores que t_f e I_1 e I_2 seriam iguais a zero. Por outro lado, se t fosse escolhido maior que t_f , I_1 tornar-se-ia constante e, para $t - \tau_f$ maior que t_f , também I_2 seria constante.

No terceiro gráfico da Figura 3.11(b), é mostrada a resposta total à injeção contínua e uniforme. A indicação do regime permanente entre $t = t_f$ e $t = t_f + \tau_f$ é equivalente ao patamar de concentração representado na Figura 3.9, pois, comparando-se as figuras, $n\Delta\tau = \tau_f$ (tempo de injeção) e $T_d = t_f - t_f$. O ramo ascendente da curva de resposta é exatamente o mesmo da curva I_1 , com I_2 igual a zero, e o ramo descendente é dado simplesmente por $I_1 - I_2$, de acordo com a Eq. (3.126).

Pela Figura 3.11(b) vê-se, ainda, que a primeira condição para o atingir o regime permanente de concentração do gás é que $t \geq t_f$, de modo que a primeira integral, I_1 , torna-se constante. A segunda condição é que $t - \tau_f \leq t_f$, de modo que a segunda integral permaneça nula. Estas duas condições podem ser combinadas para mostrar: *i*) que a duração da injeção contínua, τ_f , deve ser maior que a duração da passagem da nuvem de rodamina, $t_f - t_f$; e, *ii*) que a distribuição uniforme de concentração do gás (regime permanente ou patamar de concentração) tem duração igual a $\tau_f - (t_f - t_f)$.



a) Injeção instantânea e função de resposta normalizada correspondente



b) Injeção contínua, componentes da função de resposta e função de resposta total.

Figura 3.11 - O princípio da superposição linear da Eq. (3.126), conforme YOTSUKURA et al. (1983).

Com base no exposto, conclui-se que para estimar a duração da injeção do traçador gasoso que é requerida para a produção de um patamar de concentração deve-se conhecer, preliminarmente, o intervalo de tempo da duração da passagem da nuvem do corante pela seção de amostragem mais distante ($T_d = t_1 - t_2$), e adicionar a este o intervalo de tempo necessário para a coleta das amostras do gás dentro do regime permanente.

A extensão do uso do método da injeção do gás de longa duração para situações em que um estado de dispersão unidimensional não pode ser atingido foi proposta por YOTSUKURA et al. (1983, 1984). Tais condições podem ser encontradas quando os estudos para a obtenção do coeficiente de reaeração são conduzidos em um rio de largura relativamente grande, ou mesmo em um pequeno ribeirão quando a distância do ponto de injeção dos traçadores à primeira seção de amostragem não é suficientemente grande.

A maioria dos testes de campo tem sido conduzida em pequenos cursos d'água, onde a mistura vertical e lateral dos traçadores é rapidamente completada, exigindo um comprimento de mistura relativamente curto para o estabelecimento de condições unidimensionais. Aumentadas as dimensões do escoamento, particularmente a sua largura, poder-se-ia, em princípio, aumentar também o comprimento do trecho de mistura. Entretanto, um longo comprimento inicial de mistura pode resultar em níveis muito baixos de concentração do gás nas seções de amostragem, perdendo-se a qualidade dos resultados das análises químicas. Desta forma, para rios largos a distância longitudinal requerida para se conseguir uma uniformidade da distribuição de concentração na seção transversal ao escoamento pode ser maior do que um certo limite definido pela necessidade de obtenção de medidas precisas da concentração do gás traçador.

O método de YOTSUKURA et al. (1983, 1984) para a obtenção do coeficiente de reaeração pela técnica dos traçadores gasosos em condições de bidimensionalidade do processo de transporte utiliza os mesmos procedimentos de injeção da técnica unidimensional. Assim, no campo, é feita uma injeção instantânea da rodamina-WT no início de uma injeção contínua do traçador gasoso, numa mesma posição fixa de uma seção transversal. Basicamente, a diferença está na aplicação do princípio da superposição linear sobre a Eq. (3.109) para o caso, agora, de uma distribuição transversal de concentração não uniforme.

Uma descrição detalhada do método de amostragem e do tratamento analítico dos dados também é feita em KILPATRICK et al. (1989). Durante a passagem da nuvem do corante, em várias posições laterais de cada seção de amostragem são colhidas amostras em quantidade suficiente para o levantamento do conjunto de curvas de resposta da rodamina. Nestas mesmas posições, após a passagem da nuvem de rodamina, são iniciadas as amostragens para o traçador gasoso. Os pontos de amostragens dentro de cada seção transversal são fixados sobre linhas de corrente que são definidas em função da vazão lateralmente acumulada, conforme descrito por PARKER & GAY (1987).

Em condições unidimensionais, quando a seção de medição está a uma distância suficientemente grande do local da injeção, a redução longitudinal do patamar local de concentração do gás é inteiramente atribuída ao processo de dessorção e, eventualmente, a um aumento da diluição provocado por um incremento na vazão. Para rios largos, em condições bidimensionais, além dos fatores acima mencionados, também a mistura lateral contribui para o abatimento do nível de concentração dos traçadores. Para levar em conta também este último efeito, com base nas medidas de concentração tomadas ao longo de uma mesma linha de corrente, em duas seções, é sugerido efetuar os cálculos com o uso de um modelo similar à Eq. (3.125), corrigido pela introdução de uma fator de distribuição de massa, ϕ , da forma:

$$\left[\frac{(\bar{C}_G \cdot Q)_1 \cdot \phi_1}{(\bar{C}_G \cdot Q)_2 \cdot \phi_2} \right]_z = \left[\frac{\left(\int_0^\infty f_n(x, \omega) \exp \{-K_T \cdot \omega\} d\omega \right)_1}{\left(\int_0^\infty f_n(x, \omega) \exp \{-K_T \cdot \omega\} d\omega \right)_2} \right]_z \quad (3.127)$$

Na Eq. (3.127), o índice "z" indica que todos os termos aplicam-se sobre a mesma linha de corrente entre aquelas escolhidas para as amostragens.

A definição das linhas de corrente é feita com base em medidas preliminares da vazão. Estas são escolhidas e identificadas a partir de gráficos construídos pelo lançamento da vazão lateralmente acumulada em uma seção, em função da distância z contada a partir de uma das margens do curso d'água.

O fator de distribuição de massa, ϕ , é incluído na Eq. (3.127) para levar em conta a variação da distribuição não uniforme da massa do traçador que passa por cada uma das seções de medição. Esse fator, associado a uma dada linha de corrente, foi definido como:

$$\varphi_z = \frac{(A_c)_z}{\sum \left[(A_c)_z \frac{\Delta Q_z}{Q} \right]} \quad (3.128)$$

onde $(A_c)_z$ é a área da curva de resposta do corante, calculada conforme a Eq. (3.113), com base na distribuição de C_c versus t segundo a linha de corrente z . A quantidade ΔQ_z representa a porção da vazão total aplicável à linha de corrente escolhida. Como propriedade da Eq. (3.128), tem-se que o valor de φ aproxima-se de 1,00 à medida em que aumenta lateralmente a uniformidade das áreas das curvas de resposta da rodamina (KILPATRICK et al., 1989).

Kilpatrick et al. apontam para a necessidade de uma amostragem intensiva para o cálculo dos valores de φ_z . Em um rio largo, consideram ser necessário obter as curvas de resposta em 7 a 10 pontos lateralmente espaçados, nas seções de amostragem de montante e jusante. Sugerem, como alternativa à intensa amostragem da rodamina, determinar o valor de φ com base nas concentrações do gás de regime permanente (concentração do patamar), medida lateralmente segundo cada uma das linhas de corrente. Neste caso, deve-se substituir $(A_c)_z$ na Eq. (3.128) por $(\bar{C}_g)_z$, de modo que

$$\varphi_z = \frac{(\bar{C}_g)_z}{\sum \left[(\bar{C}_g)_z \frac{\Delta Q_z}{Q} \right]} \quad (3.129)$$

Outra alternativa, conforme KILPATRICK et al. (1989), é realizar a injeção de longa duração também com o traçador conservativo, de modo a produzir os patamares de concentração da rodamina que seriam convenientemente usados como na Eq. (3.129).

KILPATRICK et al. (1989) consideram que para a maioria dos casos é suficiente adotar os seguintes procedimentos gerais:

- i) realizar a injeção "instantânea" (ou de curtíssima duração) da rodamina-WT num ponto da seção de injeção localizado sobre uma determinada linha de corrente (*linha de corrente da injeção*), e conduzir a amostragem completa para as curvas de resposta na mesma linha de corrente da injeção e em duas outras linhas de corrente adjacentes, nas duas seções de amostragem a jusante;
- ii) executar a injeção contínua do gás, com uma taxa constante, sobre a mesma linha de corrente e no mesmo ponto da injeção da rodamina, e conduzir a amostragem do gás em todas as linhas de corrente, uma vez estabelecidas as condições de regime permanente de concentração do gás.

A obtenção do coeficiente de desorção em um dado estudo é feita resolvendo-se a Eq. (3.127) para K_T , por tentativa e erro, de forma semelhante à utilizada para a Eq. (3.125).

4 METODOLOGIA, EQUIPAMENTOS E MATERIAIS

4.1 Generalidades

No presente trabalho, os procedimentos, equipamentos e materiais, adiante descritos, foram desenvolvidos e implementados na execução dos testes de campo utilizando-se traçadores para a determinação de parâmetros de qualidade da água. Os dados de campo que foram gerados, após processados, produziram os coeficientes de reaeração e de dispersão longitudinal dos escoamentos.

Os procedimentos para a quantificação do coeficiente de reaeração são mais gerais e compreendem aqueles necessários para a obtenção do coeficiente de dispersão longitudinal. Por isso, neste capítulo, o texto faz referência quase exclusiva à metodologia utilizada para obter K_2 .

Os estudos de campo foram realizados em cursos d'água naturais da bacia do Rio Jacaré-Guaçu, na região do município de São Carlos, Estado de São Paulo, e também em um canal urbano na cidade de Poços de Caldas, no Estado de Minas Gerais. Nestes estudos empregaram-se duas variações da técnica dos traçadores gasosos modificada, com as alternativas da injeção do gás de curta duração (MICD - *método do pico*) e da injeção do gás de longa duração (MILD - *método do patamar*). Em todas as situações de teste, visou-se sempre atingir as condições de unidimensionalidade do processo de transporte de massa.

4.2 As Substâncias Traçadoras

Neste trabalho, com o fim de simular o comportamento do oxigênio dissolvido nos cursos de água naturais, foi empregado o propano (C_3H_8) como traçador gasoso. O propano, um hidrocarboneto leve, foi escolhido por apresentar as principais características exigidas para o gás traçador, comentadas no item 3.5.5.1. Nos testes de campo foi utilizado o gás propano com um grau de 99% de pureza, obtido comercialmente da empresa White Martins, que o forneceu em pequenos cilindros de aproximadamente 13 kg, contendo em torno de 4,1 kg do gás.

Cumprе observar que tanto o etileno quanto o propano têm sido utilizados como gás traçador na quantificação do coeficiente de reaeração, desde RATHBUN et al. (1975). Presentemente, o uso do propano é recomendado pelos hidrologistas do U. S. Geological Survey, órgão do Departamento do Interior do

governo dos E
traçadores gas

produzidas pe
viagem, bem
traçadores pel
rodamina-WT.
para aplicação
galões de 25

solução 20%). Embora a rodamina não seja uma substância verdadeiramente conservativa, as suas concentrações também foram utilizadas na quantificação dos coeficientes de dispersão longitudinal dos cursos d'água ensaiados.

A escolha da substância fluorescente como traçador está intimamente relacionada a considerações de ordem prática e à satisfação de um conjunto de requerimentos que o traçador deve apresentar. Conforme WILSON et al. (1986), é cada vez maior o emprego da rodamina-WT como traçador dadas as vantagens oferecidas pelo seu uso em função de propriedades que lhe confere as seguintes características: a) boa solubilidade em água; b) forte detectabilidade (alta fluorescência); c) presença natural nula; d) fluorescência numa parte do espectro não comum aos materiais geralmente presentes na água; e) não tóxica para homens e animais em baixas concentrações; f) custo relativamente reduzido; e g) razoável estabilidade química em ambientes aquáticos normais. Adiciona-se a esta lista algumas outras vantagens, como a facilidade de armazenamento e de análise química, esta fundamentalmente associada ao desenvolvimento dos aparelhos analíticos conhecidos como fluorímetros.

4.3 Planejamento dos Testes de Campo

No planejamento dos estudos de campo para a reaeração e a dispersão longitudinal, além de uma escolha conveniente dos próprios trechos de teste, cuidou-se também da adoção de períodos de teste que foram caracterizados pela manutenção de condições de um regime permanente do escoamento.

Considerado o objetivo final da obtenção de um modelo matemático para a reaeração em função de parâmetros físicos e hidrodinâmicos, três cursos d'água da bacia do Rio Jacaré-Guaçu foram escolhidos para estudo, utilizando-se o porte dos mesmos como critério de escolha. Assim, um trecho do Rio Jacaré-Guaçu, outro do seu afluente Ribeirão do Feijão, e um outro trecho do Ribeirão da Laranja Azeda,

Empresas

TURNER



LUNUS

Fluorímetros

envolvimento da técnica dos

da diluição e da dispersão
ação exata dos tempos de
passagem da nuvem de
substância fluorescente, a
especialmente desenvolvido
m Inc., que o forneceu em
líquida concentrada (uma

tributário deste último, foram escolhidos de modo a caracterizar os escoamentos de maior, média e menor vazão, respectivamente.

Os trechos estudados pertencentes à bacia do Rio Jacaré-Guaçu estão situados na região centro-leste do Estado de São Paulo, em torno do paralelo 48° de longitude oeste e do meridiano 22° de latitude sul. A título de ilustração, na Figura 4.1 é mostrada a posição geográfica destes cursos d'água da região de São Carlos dentro do Estado de São Paulo e, na Figura 4.2, para melhor identificação, os mesmos são mostrados dentro da bacia do Rio Jacaré-Guaçu.

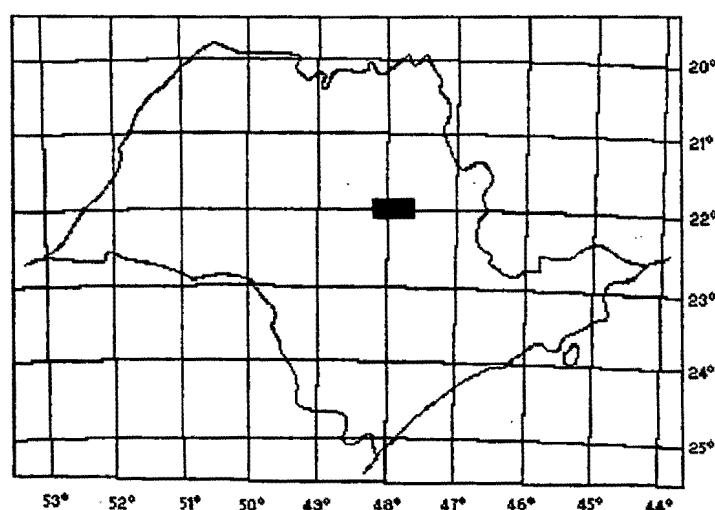


Figura 4.1 - Localização geográfica dos cursos d'água estudados no Estado de São Paulo (Fonte: Plano Cartográfico do Estado de São Paulo)

Nos ribeirões, em um mesmo trecho, foram efetuadas repetições dos estudos em períodos variados, com diferentes vazões, como forma de levar em conta as variações do estágio do curso d'água natural.

Complementarmente, uma outra série de estudos para a determinação dos parâmetros coeficiente de reaeração e coeficiente de dispersão longitudinal foi feita em um canal urbano, no Ribeirão de Caldas, localizado no município de Poços de Caldas, no Estado de Minas Gerais. Estes testes serviram basicamente para confrontar os resultados obtidos em condições naturais com aqueles em trechos retos e sinuosos, bem caracterizados em função da retificação sofrida pelo ribeirão na área urbana. Estes estudos foram economicamente viabilizados pela municipalidade, dado o interesse do uso dos resultados deste trabalho, no futuro, para fins de planejamento da recuperação da qualidade das águas do Ribeirão de Caldas.

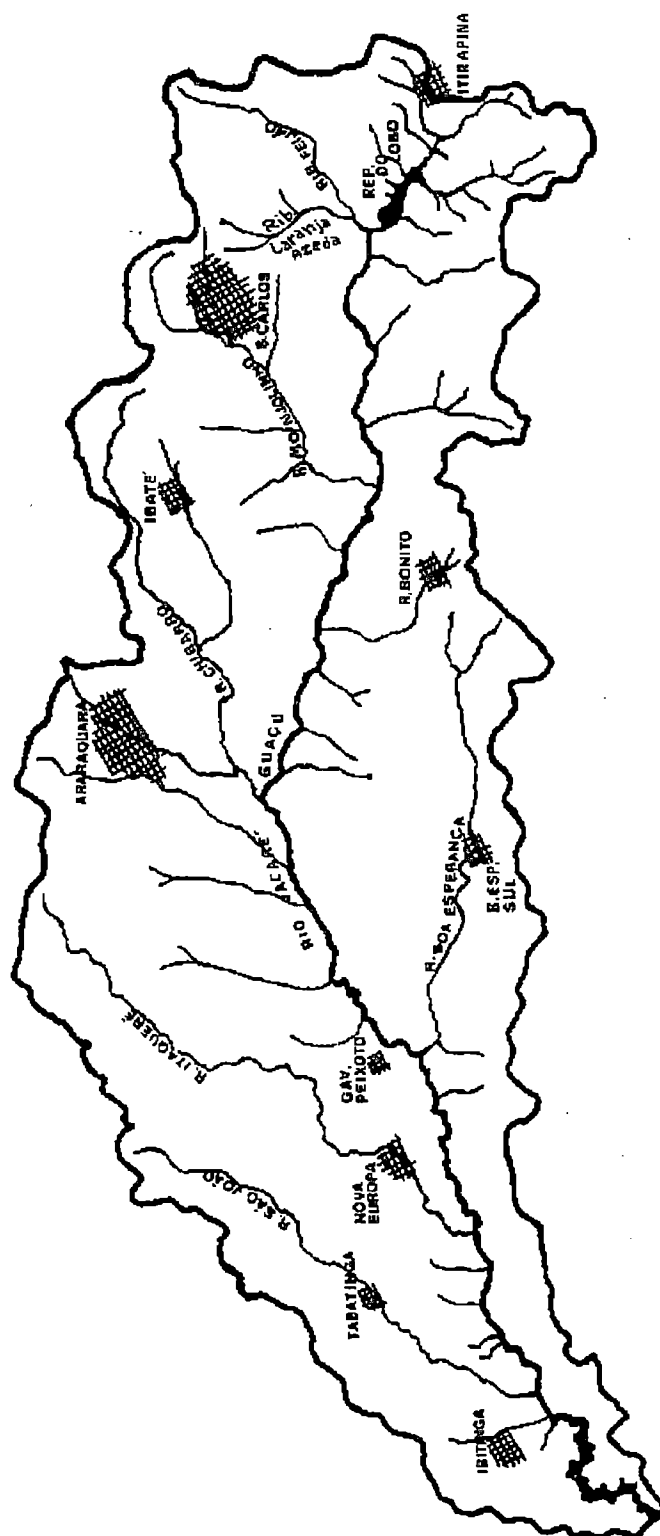


Figura 4.2 - Bacia do Rio Jacaré-Guaçu.

Em todos os testes, a determinação do coeficiente de reaeração pela técnica dos traçadores envolveu a realização de um conjunto de atividades de campo básicas. Em linhas gerais, essas atividades consistiram em: *i*) definição do trecho de estudo, caracterizado por uma seção de injeção, um trecho de mistura e duas seções de amostragem limitando o trecho de teste propriamente dito; *ii*) medições preliminares da vazão, com o uso de molinete, tanto nas seções de amostragem, quanto na seção de injeção dos traçadores; *iii*) localização e identificação de três pontos para a amostragem por seção transversal, com um espaçamento lateral entre os mesmos definido com base na vazão transversalmente acumulada; *iv*) execução dos testes, com as injeções dos traçadores e as amostragens em quantidade e qualidade suficientes para permitir o levantamento das curvas de resposta relativas a cada um dos pontos de amostragem. No trecho de teste, para cada uma das três curvas de resposta da seção de montante sempre se adotou uma outra correspondente na seção de jusante, isto é, os pontos de amostragem de montante e jusante foram escolhidos aos pares, sobre a mesma linha de corrente.

4.4 Seleção dos Trechos de Teste

Para os estudos voltados para a determinação do coeficiente de reaeração e do coeficiente de dispersão longitudinal dos escoamentos buscou-se, na fase de planejamento, conduzir a escolha dos trechos de modo que estes fossem representativos de cada um dos cursos de água naturais. Evitaram-se, assim, trechos contendo estruturas no escoamento que causassem remansos ou provocassem circulações, bem como trechos contendo corredeiras e quedas d'água que não fossem características do curso d'água como um todo.

A necessidade da escolha de trechos bem representativos dos cursos d'água teve em vista atender a um dos objetivos deste trabalho: o desenvolvimento de modelos semi-empíricos locais para a previsão do coeficiente de reaeração. Garantida uma boa representatividade, os resultados poderão ser úteis na avaliação da capacidade de assimilação de resíduos orgânicos por parte de um determinado trecho do escoamento.

Na situação particular do canal urbano do Ribeirão de Caldas, dois trechos foram selecionados para teste, ambos apresentando características uniformes quanto as suas propriedades hidráulicas (rugosidade, raio hidráulico, vazão, etc.), mas distintos na geometria, pois um trecho é sensivelmente reto, enquanto o outro é caracterizado pela presença de meandros.

O exame de mapas e de relatórios com informações de dados hidrológicos foi adotado como elemento auxiliar para a escolha dos trechos e do

período de execução de cada teste. Visitas preliminares para reconhecimento e verificação ou adequação da facilidade de acesso ao trecho de teste foi um outro fator sempre observado. Na verdade, a facilidade de acesso a uma seção foi um dos mais importantes fatores considerados para a sua escolha, tendo em vista a necessidade do transporte de materiais e equipamentos e os trabalhos de medidas de vazão, injeção dos traçadores e execução das amostragens.

Na definição do ponto de injeção e do trecho reservado para mistura, procurou-se evitar a escolha de seções rasas, já que quanto mais estreito e profundo é o trecho de escoamento, melhor é a mistura lateral. Este cuidado foi importante considerado-se o interesse em operar em condições unidimensionais do processo de transporte, em acordo com a metodologia de trabalho proposta.

Os modelos matemáticos utilizados para a quantificação do coeficiente de transferência gasosa, bem como o próprio objetivo de quantificação do coeficiente de dispersão longitudinal, exigem a verificação da hipótese de uniformidade da distribuição transversal das concentrações dos traçadores no escoamento. Isto conduz à necessidade do atendimento de uma condição de unidimensionalidade do processo de transporte de massa dentro da seção de teste, entre as seções de amostragem. Assim, na prática, na seleção das seções de injeção e amostragem foi levada em conta a necessidade de se ter a mistura lateral completa na seção de amostragem mais próxima do ponto de lançamento, isto é, na seção de montante.

4.4.1 Definição do Comprimento Requerido para Mistura Lateral

Na fase de planejamento, utilizando-se os conceitos básicos apresentados no capítulo 2 e, em particular, as formulações do item 2.4.3.1, foram feitas as estimativas do comprimento requerido para a mistura, isto é, da distância desde a seção de injeção até a seção de jusante mais próxima onde a mistura lateral pode ser vista como essencialmente completa.

Para a definição da distância ótima requerida para a mistura lateral adequada dos traçadores no escoamento foi preliminarmente adotada a expressão adaptada de YOTSUKURA & COBB (1972) e FISCHER et al.(1979), aqui apresentada na forma

$$L_0 = k \frac{UB^2}{\varepsilon_z}, \quad (4.1)$$

onde

L_0 = distância ótima ou comprimento mínimo requerido para mistura lateral ou, simplesmente, comprimento de mistura, em m;

U = velocidade média do escoamento, em m/s;

B = largura média do trecho, em m;

ϵ_z = coeficiente de difusão turbulenta transversal, ou coeficiente de mistura lateral, em m^2/s ; e

k = coeficiente adimensional, cujo valor depende do grau de mistura e do número e posição dos pontos de injeção.

Em todos os testes que foram realizados, a injeção dos traçadores foi feita sempre em um único ponto na linha de centro do canal. Por isso, o valor do coeficiente adimensional da Equação (4.1) adotado neste trabalho é $k=0,1$, o que corresponde a um grau esperado de aproximadamente 95% de mistura. Evitou-se a injeção junto à margem do canal, uma vez que, conforme discussão apresentada no item 2.4.3.1, este procedimento seria equivalente a uma injeção num escoamento com largura igual a $2B$, quando então o valor do coeficiente k acima indicado deveria ser multiplicado por 4.

Para o uso da Equação (4.1), o valor da largura média superficial foi avaliado a partir do cálculo da média aritmética de um conjunto de medidas das larguras feitas ao longo do trecho escolhido. Já a velocidade média utilizada foi sempre a da seção de amostragem de montante, calculada como a razão entre a vazão do escoamento e a área desta seção transversal, encontradas pelo método da meia seção que utiliza um molinete e técnica batimétrica (CARVALHO, 1976). Para o cálculo de ϵ_z , conforme apresentações feitas nos itens 2.3.2.2 e 2.3.2.3, baseou-se na existência de fórmulas na literatura propondo um valor constante do coeficiente de difusão turbulenta transversal adimensional, do tipo $\epsilon_z/(u_*H)=\text{constante}$, sendo u_* a velocidade de atrito e H a profundidade média do escoamento. Neste trabalho, por segurança, foi utilizado um valor desse coeficiente adimensional igual a 0,20. Assim, utilizando também a Eq. (2.61), obtiveram-se estimativas do coeficiente de difusão turbulenta transversal com a equação

$$\epsilon_z = 0,63 H^{3/2} S^{1/2}, \quad (4.2)$$

em que as unidades são as do Sistema Internacional, e se utilizam as pré-determinações da profundidade H , e da declividade da linha d'água, S . A determinação da profundidade hidráulica foi prontamente feita a partir do cálculo da razão entre a área da seção transversal e a largura média superficial do escoamento,

enquanto que a declividade da linha d'água foi avaliada a partir dos trabalhos de campo, com a execução de levantamentos topográficos altimétricos.

Em todos os testes, os valores dos comprimentos L_0 reservados para mistura (distância do ponto de injeção à seção de amostragem mais próxima), encontrados com base em valores mínimos fornecidos pelos cálculos com as Eqs. (4.1) e (4.2), atenderam sempre às observações experimentais de DAY (1975) e foram sempre superiores a 33 vezes a largura média do canal natural.

4.4.2 Estimativa do Tempo de Residência

Para a avaliação da quantidade de materiais traçadores necessária à execução de um dado teste e para o traçado primário do esquema das amostragens, procedeu-se preliminarmente à estimativa do tempo de residência destas substâncias no escoamento.

Para fins de planejamento, o tempo de viagem do pico da concentração do corante entre as duas seções de amostragem, T_p (Figura 3.7) foi usado para estimar o tempo de residência. Para isto, definido o comprimento do trecho de teste, o tempo de viagem foi obtido com base ainda em uma equação para a estimativa da velocidade do deslocamento do pico de concentração, V_p , conforme modelo experimental de BONNING (1974), que propôs

$$V_p = 2,071 Q^{0,26} S^{0,28}, \quad (4.3)$$

com V_p em m/s, Q em m^3/s , e S adimensional, compreendido no intervalo $0,00016 \leq S \leq 0,0023$. Assim, calculada a velocidade V_p , a estimativa do tempo de residência foi feita considerando-se o comprimento $x_2 - x_1$ do trecho de teste preliminarmente medido:

$$T_p = (x_2 - x_1) / V_p. \quad (4.4)$$

Um outro aspecto de interesse que se buscou considerar, leva em conta as formas logarítmicas das equações para a determinação do coeficiente de dessorção do traçador gasoso e o fato, abordado no item 3.5.5.2, de que o erro na avaliação do coeficiente de dessorção é controlado pelo adimensional $K_T \cdot T_p$. Assim, tratou-se de permitir a ocorrência de um tempo de residência suficientemente grande, sem perder de vista, entretanto, a necessidade de se garantir a homogeneidade no trecho de estudo, de acordo com as exigências apontadas no item 4.4. Estas duas considerações, entretanto, são conflitantes: enquanto longos trechos de teste e,

conseqüentemente, grandes valores de T_p , concorrem para o aumento na precisão do valor de K_T , o aumento da extensão do trecho diminui a probabilidade de se manter uma certa homogeneidade das características físicas e hidráulicas, particularmente em cursos d'água acidentados como os ribeirões da Laranja Azeda e do Feijão.

De modo geral, no planejamento sempre se buscou assegurar o atendimento da condição $K_T \cdot T_p \geq 1$. Para isso, além de T_p , também K_T foi previamente estimado para cada um dos trechos estudados.

A estimativa primária de K_T , para trechos de escoamento com declividade superior a 0,003 m/m, foi feita a partir da equação de reaeração proposta por TSIVOGLU & NEAL (1976):

$$K_2 = 0,177 \frac{\Delta H}{T_c} \quad (4.5)$$

com K_2 em hora⁻¹, e

ΔH = variação da elevação do nível d'água entre as extremidades do trecho, em m,

T_c = tempo médio de viagem do centróide de uma nuvem de traçador, em h.

Nesta equação, foi utilizado o valor de T_p como uma estimativa de T_c .

Para trechos com declividade inferior a 0,003 m/m, foi empregada a equação de OWENS et al. (1964), conforme Tabela 3.1, modificada para fornecer com K_2 em hora⁻¹, para U em m/s e H em m:

$$K_2 = 0,223 \frac{U^{0,67}}{H^{1,85}} \quad (4.6)$$

Finalmente, foi considerado o fator de transferência para o propano dado por RATHBUN et al. (1978) na forma da Eq. (3.99), $R_T = K_2 / K_T = 1,39$, quando, então, a Equação 4.5, ou a Eq. 4.6, foi reescrita para fornecer, num processo inverso, a estimativa de K_T , em hora⁻¹. Assim, uma vez estimados os valores de T_p e K_T , o produto $K_T \cdot T_p$ (adimensional) foi comparado com a unidade, para então ser analisada a conveniência, ou não, de se aumentar o afastamento entre as seções de amostragem. Na prática esta condição nunca foi atingida, pelas razões que se justificam ao final da seção 5.2.

4.5 Medida da Vazão e Definição dos Pontos de Injeção e Amostragem

4.5.1 Medida da Vazão

Dentro da fase de planejamento dos testes de campo, foram conduzidas as medidas preliminares da vazão da água em escoamento. Este procedimento foi sempre necessário para a definição, tanto do ponto de injeção dos

traçadores, quanto dos pontos de amostragem em cada uma das seções a jusante. Ainda, uma vez que as vazões observadas nas seções de amostragem entram no próprio cálculo do coeficiente de desorção do traçador, as suas medidas também foram realizadas pouco antes de cada teste, ou imediatamente após os trabalhos de campo.

Para a obtenção das medidas de vazão foi empregado o método baseado em determinações de área e velocidade, conhecido como *método da meia-seção*, que faz uso de um molinete hidrométrico para a obtenção de velocidades pontuais. Neste trabalho, em todos os testes de campo, empregou-se um molinete hidrométrico, marca Hidrocean Micro-Kartan.

O método da meia seção baseia-se em determinações pontuais de velocidades, tomadas em um conjunto suficientemente grande de verticais da seção transversal, que servem para o cálculo das velocidades médias nas profundidades. As profundidades de cada uma destas verticais onde se determinam as velocidades constituem ainda as alturas de elementos de área retangulares, que dividem toda a seção transversal num determinado número de subseções. Para cada subseção, calcula-se a vazão elementar que é definida pelo produto da velocidade média na vertical pela área da subseção (área do retângulo). Para as determinações de área, foram feitas medidas de largura e o levantamento das seções por batimetria. Assim, a vazão total na seção é calculada através de um somatório de vazões elementares.

Para uma apresentação matemática sucinta do método considera-se, inicialmente, a definição de vazão,

$$Q = \int_A u(y, z) dA = \int_z \bar{u}_y(z) h(z) dz, \quad (4.7)$$

onde

$$\bar{u}_y(z) = \frac{1}{h(z)} \int_{y=0}^{y=h} u(y, z) dy \quad (4.8)$$

e

Q = vazão na seção transversal ao escoamento, em m^3/s ,

A = área da seção transversal ao escoamento, em m^2 ,

$u(y, z)$ = velocidade em um ponto genérico de coordenadas (y, z) sobre a seção transversal reta, em m/s ,

$\bar{u}_y(z)$ = velocidade média em uma vertical y , variável com a distância horizontal z , em m/s ,

$h(z)$ = profundidade da vertical em que se calcula a velocidade média, em m .

Da definição de vazão e para os procedimentos expostos, a integração é aproximada ao somatório das quantidades elementares, na forma

$$Q \cong \sum_{i=1}^{i=N} q_i = \sum_{i=1}^{i=N} \bar{u}_i \cdot a_i = \sum_{i=1}^{i=N} \bar{u}_i \cdot h_i \cdot \Delta z \quad (4.9)$$

sendo N o número de elementos (subseções) da seção transversal, Δz a largura de cada elemento e q_i a vazão através do i -ésimo elemento de área a_i .

A título de ilustração, a Figura 4.3 é utilizada para mostrar como são calculadas as áreas elementares que entram no cálculo da vazão.

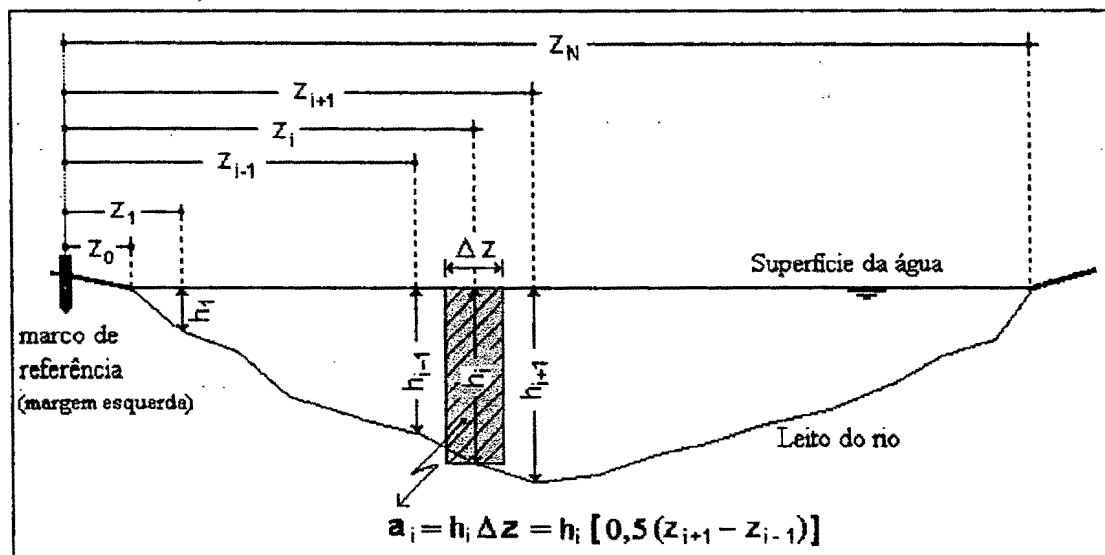


Figura 4.3 - Esquema ilustrativo do método da meia-seção, com a identificação de um elemento de área para a obtenção da vazão elementar q_i (Adaptada de CARVALHO, 1976).

Nos procedimentos para o cálculo das vazões elementares q_i leva-se em conta o fato de que a velocidade do escoamento tende a ser nula junto ao leito do canal e cresce rapidamente até um certo valor, quando então passa a ter pequena variação. Por isso, na prática utilizou-se o método convencional de se calcular a velocidade média numa vertical através da média aritmética das velocidades tomadas em apenas dois únicos pontos, situados a 80% e 20% da profundidade local. Numa exceção, para profundidades menores do que 30 cm, considerada as dimensões físicas

do próprio aparelho de medição, a velocidade média na vertical foi feita igual à velocidade pontual tomada na distância vertical equivalente a 60% da profundidade local, distância esta contada a partir da superfície líquida. Assim,

$$\bar{u}_i = \frac{1}{2}(u_{0,20} + u_{0,80}), \text{ para } h \geq 30 \text{ cm} \quad (4.10)$$

ou

$$\bar{u}_i = u_{0,60}, \text{ para } h < 30 \text{ cm}, \quad (4.11)$$

sendo $u_{0,20}$, $u_{0,60}$ e $u_{0,80}$ as velocidades medidas com o molinete nas distâncias verticais, contadas a partir da superfície, equivalentes a 20%, 60% e 80% da profundidade local, respectivamente.

Nos testes conduzidos nos pequenos cursos d'água, como os ribeirões do Feijão, da Laranja Azeda e de Caldas as medições foram sempre realizadas a vau, com as determinações de profundidade feitas através da própria haste suporte do molinete, calibrada para tal finalidade. Para a identificação do posicionamento lateral foi empregada uma trena, presa a uma corda transversalmente esticada sobre a seção de medição. Já para as medidas de vazão no Rio Jacaré-Guaçu, foi necessária a utilização de uma embarcação. Para cada uma das três seções de medição do Rio Jacaré-Guaçu, o barco foi atado a um cabo de aço esticado transversalmente ao curso d'água, de modo a permitir a sua movimentação pela seção transversal. Para o correto posicionamento do molinete nos pontos de medição de velocidade, o mesmo foi lançado por meio de um guincho, juntamente com um lastro, preso a um cabo de aço. O próprio sistema constituído pelo cabo de aço enrolado em sarilho, com um marcador mecânico de comprimento, permitiu a pronta identificação da posição vertical do molinete.

De acordo com procedimento usual, após preenchimento de uma caderneta de campo (modelo CPRM) na qual são lançados os valores das distâncias laterais z , das profundidades h correspondentes e das velocidades em um ou dois pontos nas verticais, os dados foram processados para a obtenção da vazão, velocidade média e profundidade média de cada uma das seções transversais.

4.5.2 Definição dos Pontos de Injeção e Amostragem

Para permitir a identificação das linhas de corrente escolhidas para a injeção e amostragem dos traçadores, os dados discretos de vazões elementares foram acumulados lateralmente e lançados em um gráfico da vazão acumulada em função da

distância desde a margem esquerda do curso d'água, segundo procedimento sugerido por KILPATRICK et al. (1989). O ponto de injeção foi sempre localizado no eixo do canal, o que equivale a estar sobre a linha de corrente correspondente a $\Delta Q_z/Q \times 100\% = 50\%$, sendo ΔQ_z a vazão lateralmente acumulada a partir da margem esquerda, até a linha de corrente correspondente à distância z da margem ($z_0 = 0$ na Figura 4.3):

$$\Delta Q_z = \sum_{i=1}^{i \rightarrow z} q_i. \quad (4.12)$$

Nas seções de amostragem, a posição de cada um dos três pontos de coleta de amostras foi escolhida em um procedimento de subdivisão da seção longitudinal em três tubos de fluxo de igual vazão. Assim, para linhas de corrente situadas aproximadamente no eixo de cada tubo de fluxo, os pontos de amostragem foram escolhidos de modo a se situarem sobre as linhas de corrente em que os valores de ΔQ_z são correspondentes a 16,7%, 50% e 83% de Q . A título de visualização, na Figura 4.4 é esquematizado o comportamento de $\Delta Q_z/Q$ em função da distância lateral z , no procedimento adotado para a identificação dos pontos de injeção e amostragem.

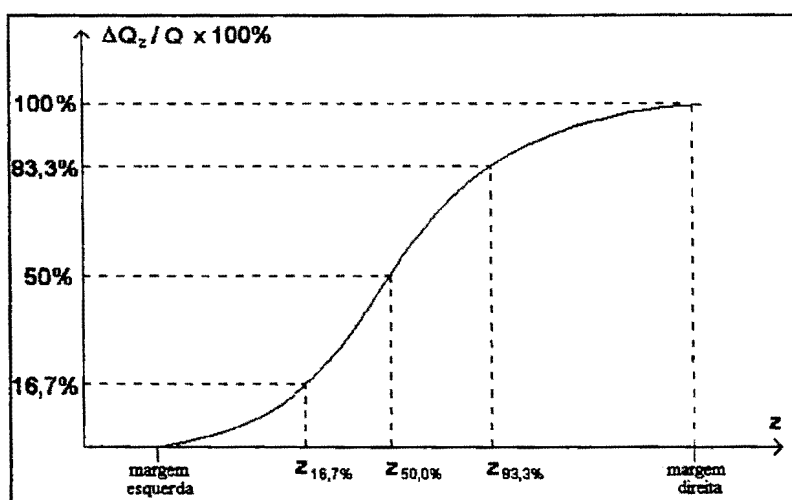


Figura 4.4 - Ilustração do procedimento de escolha dos pontos de injeção e amostragem dos traçadores.

4.6 Injeção do Traçador Gasoso

Um ponto importante no uso da técnica dos traçadores gasosos modificada, que utiliza um hidrocarboneto leve como traçador, é garantir-se uma quantidade suficiente na seção de injeção para que, na seção de amostragem mais distante, sejam atingidos níveis de concentração mensuráveis pela técnica de análise por cromatografia gasosa.

Para a injeção de um traçador gasoso, nos procedimentos usuais normalmente se empregam difusores, na forma de um conjunto de domos ou placas porosas, que são dispostos no fundo do canal e alimentados por um cilindro de gás sob pressão. Essa técnica convencional apresenta uma eficiência, medida pela razão da massa de gás absorvida pela massa de gás injetada, que é consideravelmente baixa, situando-se entre valores da ordem de 5% a 12%. A eficiência é altamente dependente das características associadas ao tamanho das bolhas de gás que são lançadas no escoamento; bolhas menores oferecem maiores áreas relativas de transferência, aumentando a eficiência. Maiores eficiências podem ser alcançadas quando é possível colocar os difusores a grandes profundidades, propiciando um tempo de detenção maior para as bolhas no escoamento.

Consideradas as particularidades dos cursos d'água ensaiados que são caracterizados por seções rasas, buscou-se neste trabalho conseguir um aumento da eficiência da absorção do gás na seção de injeção para, conseqüentemente, se obter uma redução dos custos associados ao consumo de gás. Para isso, como alternativa ao uso de difusores, investigou-se a injeção não de gás livre, mas sim de gás pré-dissolvido em água.

Para uma pré-dissolução do gás traçador em condições de campo, dada a relativamente baixa solubilidade do gás propano em água, conjecturou-se, em princípio, sobre a possibilidade da utilização de um conjunto de equipamentos e acessórios para a execução das operações básicas de: *i*) retirada da água do rio e armazenamento em um recipiente fechado; *ii*) dissolução do gás na água do recipiente; e *iii*) devolução da água traçada no ponto escolhido para a injeção. Para estes procedimentos, qualquer sistema que se utilizasse iria requerer o emprego de um conjunto moto-bomba, pelo menos para a retirada da água do rio. Por isso, como forma de reduzir as necessidades de equipamentos e acessórios para a pré-dissolução do gás em operações de campo, devido à necessidade primária do uso de um sistema moto-bomba, desenvolveu-se um método que faz uso da própria unidade de bombeamento e linha de recalque da água, ambas servindo como reatores para as operações de mistura e de dissolução do gás.

4.6.1 Sistema de Pré-Dissolução do Gás

Em linhas gerais, o sistema moto-bomba retira a água do curso d'água natural e a devolve já traçada com o gás no ponto previamente escolhido para a injeção. Para isto, é feita uma injeção do gás, com uma taxa constante, em um ponto da linha de sucção da bomba situado imediatamente a montante do seu rotor, em cuja câmara é promovida a quebra das bolhas do gás. Mediante o emprego de uma longa linha de recalque, permite-se ainda um certo tempo adicional de contacto das bolhas do gás com o líquido, propiciando uma absorção continuada do gás antes da solução ser descarregada no corpo d'água. A longa linha de recalque serve, ainda, para atender à necessidade de que a injeção da água traçada seja feita em um ponto afastado das margens, condição de minimização do comprimento requerido para a mistura do traçador no trecho inicial do curso d'água.

No item 4.6.2 é feita uma análise teórica para a evolução da concentração do gás dissolvido em cada uma das unidades do sistema de pré-dissolução, introduzindo-se uma modelagem adequada aos dois tipos de reatores. Por ora, é suficiente considerar o fato de que a bomba retira a água do curso d'água natural e a descarrega, já traçada, no ponto preliminarmente escolhido para a injeção dos traçadores.

Nos testes de campo foi utilizada uma bomba centrífuga, marca Jacuzzi (modelo 15JL15-M, série TE, especificação A), acionada por um motor Montgomery (modelo M:137:FS), movido à gasolina, com 1¹/₂ CV de potência nominal. O uso de uma bomba acionada por motor a gasolina tem a especial vantagem de eliminar a preocupação com a escolha de seções de lançamento dos traçadores próximas a locais com disponibilidade de energia elétrica.

As linhas de sucção e recalque, constituídas por mangueiras de polietileno de alta densidade, um material flexível que mostrou-se adequado às operações de campo, apresentaram 40 mm de diâmetro interno e comprimentos de 3 metros, na sucção, e 50 metros no recalque. Para a manutenção da escorva da bomba e para a proteção do sistema contra a entrada de corpos sólidos estranhos, na extremidade de entrada da linha de sucção foi instalada uma válvula de pé com crivo. Particularmente para os testes realizados no Ribeirão de Caldas, devido à alta carga de material sólido transportado, foi necessária a utilização de um sistema de proteção complementar, concebido na forma de um tanque cilíndrico metálico com múltiplas perfurações. Para permitir o ajuste da vazão bombeada, foi instalado um registro de controle na entrada da linha de recalque. O sistema utilizado para a pré-dissolução do gás propano, bem como os dispositivos de medição da vazão do gás, encontram-se representados no esquema da Figura 4.5.

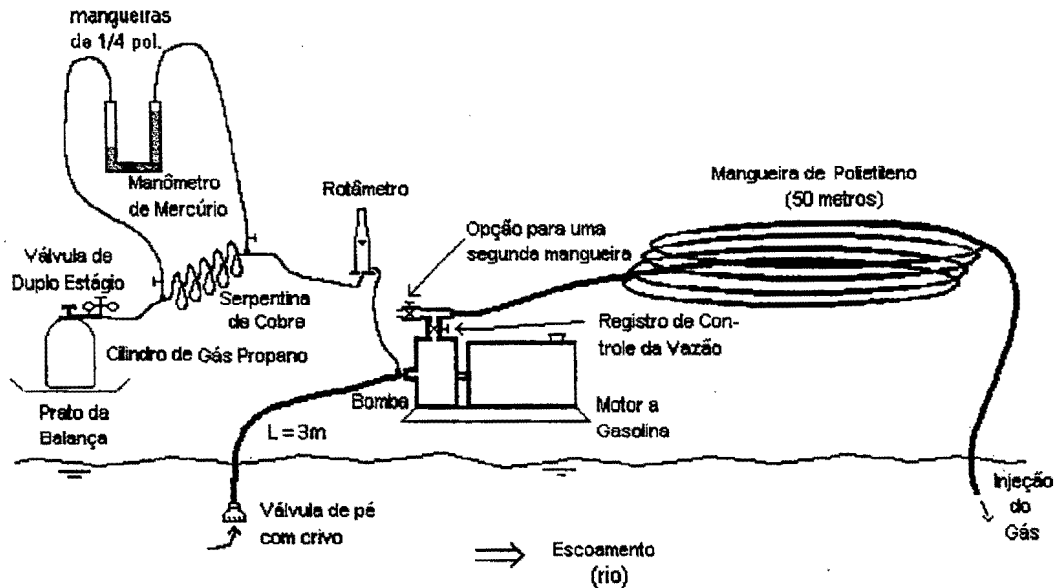


Figura 4.5 - Esquema ilustrativo do sistema de medição e de injeção do traçador gasoso.

4.6.2 Análise Teórica do Sistema de Pré-Dissolução do Gás

O sistema utilizado de dissolução prévia do gás propano pode ser tratado como dois reatores de fluxo contínuo em série, uma vez que os "reagentes" são alimentados continuamente em um ponto e os "produtos" são retirados continuamente em outro, conforme definição dada por THEMELIS (1995).

O primeiro reator, com um volume representado pela câmara do rotor da bomba, opera como um reator de mistura. Neste, além da quebra das bolhas do gás provocada pela ação mecânica das pás do rotor, promove-se uma absorção parcial localizada do gás.

A saída da câmara do rotor da bomba constitui a entrada do segundo reator, tratado nesta abordagem como um reator tubular, ou reator de fluxo pistonado, e caracterizado pela linha de recalque da bomba. Nesta linha de recalque a porção do gás não dissolvida tem um novo e maior percurso por fazer, propiciando assim, durante o tempo de detenção no reator tubular, uma absorção complementar continuada do gás.

Como uma forma simples de explicar e quantificar o fenômeno da absorção do gás propano no sistema descrito, faz-se a seguir o desenvolvimento do modelo com base em conceitos empregados classicamente na teoria dos reatores. Posteriormente, faz-se uma tentativa de aproximar mais o modelo às condições reais envolvidas no processo, apresentando-se um equacionamento visto como mais geral;

verifica-se, então, que a modelagem clássica anterior é um caso particular do processo de absorção do gás descrito pelo modelo mais sofisticado.

4.6.2.1 Modelagem do Reator de Mistura

De acordo com a teoria de reatores de fluxo contínuo (LEVENSPIEL, 1974), num reator de mistura todo o conteúdo é agitado de modo a manter, em qualquer instante, uma composição uniforme dentro do reator. Portanto, tem-se na saída a mesma composição que no interior do reator.

O balanço de massa para o gás traçador no reator de fluxo contínuo pode ser escrito na forma

$$\left[\begin{array}{c} \text{Taxa de saída do} \\ \text{gás dissolvido} \end{array} \right] = \left[\begin{array}{c} \text{Taxa de entrada} \\ \text{do gás dissolvido} \end{array} \right] + \left[\begin{array}{c} \text{Taxa de absorção} \\ \text{do gás no reator} \end{array} \right]. \quad (4.13)$$

Ou seja,

$$Q_b C = Q_b C_0 + r(1 - \alpha_g)V_{m_m} \quad (4.14)$$

onde

Q_b = vazão da água bombeada,

C = concentração do gás dissolvido na saída do reator, igual à concentração no interior do reator,

C_0 = concentração do gás dissolvido na entrada do reator,

r = taxa ou velocidade de dissolução do gás ($r = dC/dt$),

V_{m_m} = volume do reator de mistura, no caso representado pelo volume da câmara do rotor da bomba, e

α_g = fração de vazio, definida pela razão entre a área da seção transversal ocupada pelo gás e a área total da seção transversal.

Aqui, numa extensão, α_g é empregado como a razão entre o volume ocupado pelo gás e o volume da câmara do rotor, sendo, pois, a proporção do volume do reator ocupado pelo gás. Em consequência, $(1 - \alpha_g)V_{m_m}$ representa a proporção do volume do reator ocupado pelo líquido.

Na Eq. (4.14) está implícita a hipótese de que as bolhas do gás têm distribuição homogênea no interior da câmara do rotor da bomba. Esta equação pode ainda ser reescrita em termos da velocidade de dissolução do gás, na forma

$$r = \frac{Q_b}{(1-\alpha_g)V_{rm}} (C - C_0) = \frac{Q_b}{(1-\alpha_g)V_{rm}} (D_0 - D) \quad (4.15)$$

onde D representa o déficit com relação ao valor da concentração de saturação, C_s , isto é,

$$D = C_s - C, \quad (4.16)$$

tendo sido empregado o índice "0" na Eq. (4.15) para referir-se às condições na entrada do reator.

A título de ilustração, o reator de mistura é representado numa forma convencional na Figura 4.6, que também inclui a notação empregada na análise acima.

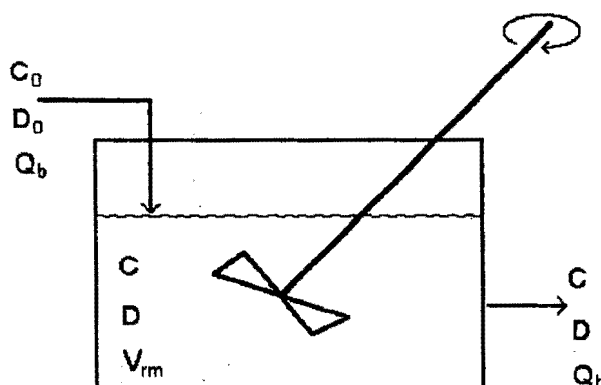


Figura 4.6 - Reator de mistura, simbolizando a câmara do rotor da bomba, e a notação empregada na equação do balanço de massa.

Considera-se, adicionalmente, deste este ponto até o final desta exposição que não existem zonas mortas no interior da câmara do rotor da bomba, assim como que as velocidades de transporte advectivo das duas fases, água e bolhas de gás, são iguais.

Na Figura 4.7 é feita a representação gráfica normalmente utilizada para descrever as equações de projeto de um reator de mistura. Para as grandezas escolhidas como coordenadas, nota-se que a área do retângulo identificado na figura

tem a dimensão de tempo e corresponde ao tempo de detenção no reator de mistura, que é dado por:

$$\tau_{rm} = \frac{(1 - \alpha_g)V_{rm}}{Q_b} \quad (4.17)$$

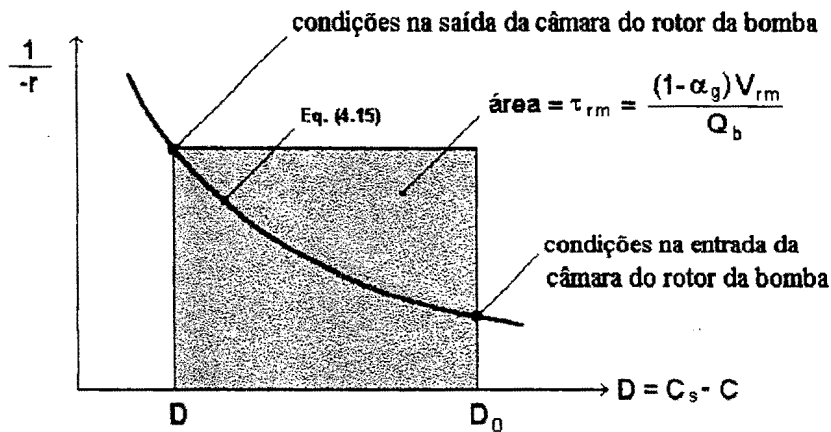


Figura 4.7 - Representação gráfica da equação de projeto do reator de mistura (Adaptado de LEVENSPIEL, 1974).

Adota-se o modelo clássico de primeira ordem para a descrição do processo da absorção do gás propano pela água em agitação, do tipo da Eq. (3.43), que pode ser aqui representado pela equação

$$r = \frac{dC}{dt} = K_{rm} \left(\frac{p_{C_3H_8}}{H'} - C \right) = K_{rm} (C_s - C) = K_{rm} D, \quad (4.18)$$

em que H' é o coeficiente de solubilidade da lei de Henry, definido na Eq. 3.37, e C_s é a concentração de saturação do gás em equilíbrio com o gás propano existente no interior da bolha, onde possui uma pressão parcial $p_{C_3H_8}$. Uma maneira conveniente de apresentar o equacionamento para um reator de mistura pode ser encontrada substituindo-se, na Eq. (4.15), o valor de r da Eq. (4.18). Assim procedendo e rearranjando a equação resultante, tem-se

$$\tau_{rm} = \frac{(1-\alpha_g)V_{rm}}{Q_b} = \frac{1}{K_{rm}} \frac{D_0 - D}{D} \quad (4.19)$$

A forma da Eq. (4.19) é particularmente útil para a discussão das características de projeto. Por ela, a definição do tamanho do reator necessário para uma dada absorção do gás requer o conhecimento do coeficiente K_{rm} . Este parâmetro é o coeficiente volumétrico de transferência de massa, já definido pela Eq. (3.44) que aqui é escrita para o gás propano de modo a considerar as características do sistema como

$$K_{rm} = K_L \frac{A_b}{V_l} = K_L \frac{A_b}{(1-\alpha_g) \cdot V_{rm}} \quad (4.20)$$

sendo,

K_L = coeficiente de transferência de massa, ou coeficiente de filme líquido, uma função da temperatura e do grau da turbulência no sistema,

A_b = área total das bolhas de gás em contacto com a fase líquida no interior da câmara do rotor da bomba,

V_l = porção do volume da câmara do rotor da bomba ocupada pelo líquido.

De maneira geral, o coeficiente volumétrico de transferência de massa da Eq. (4.20) apresenta uma complexa dependência de um conjunto de variáveis, conforme exposição feita no Apêndice A. Esta dependência é determinada pelos efeitos das escalas de comprimento e velocidade da turbulência reinante no sistema, pela escala de comprimento das bolhas do gás, e pelas quantidades relativas das substâncias que formam a mistura.

A partir da Eq. (4.19), uma nova forma de apresentação do equacionamento pode ser conseguida se se considera o fato de que a injeção do gás é feita na zona de baixa pressão junto à entrada da câmara do rotor da bomba. Para esta região é razoável admitir-se que $C_0 \cong 0$, ou $D_0 \cong C_s$, e a concentração do gás dissolvido na saída do reator de mistura será dada por

$$C = \frac{K_{rm}(1-\alpha_g)V_{rm}}{Q_b + K_{rm}(1-\alpha_g)V_{rm}} C_s = \frac{K_{rm}}{\tau_{rm}^{-1} + K_{rm}} C_s = \frac{(K \cdot \tau)_{rm}}{1 + (K\tau)_{rm}} C_s \quad (4.21)$$

4.6.2.2 Modelagem do Reator Tubular

De forma análoga ao realizado com o reator de mistura, faz-se agora o desenvolvimento de um modelo matemático idealizado para a absorção do gás pela água em um reator tubular, que no caso é caracterizado pela linha de recalque da bomba. Conforme LEVENSPIEL (1974), um reator tubular é considerado um reator de fluxo contínuo, sem retorno e sem mistura. Nele, admite-se a ausência de processos difusivos e dispersivos ao longo do percurso.

Na realização do balanço material para o reator tubular é levado em conta o fato de que a composição do fluido varia longitudinalmente. Por isso, para o emprego de um modelo de conservação, como o da Eq. (4.13), deve-se, agora, considerar um elemento de volume infinitesimal, tal como dV_{rt} na representação esquemática da Figura 4.8. Em função da presença de duas fases distintas, o balanço para a quantidade dissolvida deve ser feito com relação à porção líquida, isto é, para um volume dV_l de líquido, tal que

$$dV_l = A_l dx = (1 - \alpha_g) A dx = (1 - \alpha_g) dV_{rt}. \quad (4.22)$$

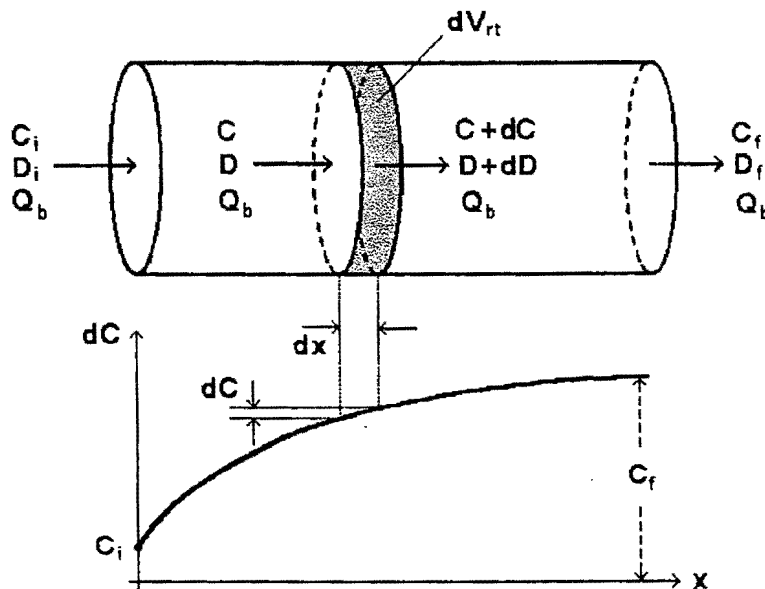


Figura 4.8 - Esquema, notação e representação gráfica para servir como elementos auxiliares no desenvolvimento de um modelo matemático de projeto do reator tubular (Adaptado de LEVENSPIEL, 1974).

Na Eq. 4.22, em complementação à definição já feita para α_g (fração de vazios), a quantidade $(1-\alpha_g)$ representa a fração úmida da mistura.

Para o elemento de volume da Eq. (4.22), escreve-se

$$Q_b (C + dC) = Q_b C + r dV_t, \quad (4.23)$$

ou

$$(1-\alpha_g) \frac{dV_t}{Q_b} = \frac{dC}{r}. \quad (4.24)$$

Ou, então, escrevendo em termos do déficit relativo à saturação, $D=C_s-C$,

$$(1-\alpha_g) \frac{dV_t}{Q_b} = \frac{dD}{-r}. \quad (4.25)$$

Novamente, como na Eq. (4.18), a velocidade de absorção é descrita pelo modelo de primeira ordem, aqui reescrito para considerar a notação referida ao reator tubular como

$$r = \frac{dC}{dt} = K_{rt} \left(\frac{p_{C_s H_g}}{H'} - C \right) = K_{rt} (C_s - C) = K_{rt} D, \quad (4.26)$$

sendo K_{rt} o coeficiente volumétrico de transferência de massa, que se define de maneira equivalente à realizada na Eq. (4.20). Levando a Eq. (4.26) em (4.25) obtém-se:

$$(1-\alpha_g) \frac{dV_t}{Q_b} = \frac{dD}{-K_{rt} D}. \quad (4.27)$$

Para que a modelagem matemática se aproxime da formulação clássica dos reatores tubulares em operação com cinética de primeira ordem, é necessário considerar, por aproximação, que C_s , α_g e K_{rt} tenham valores constantes ao longo de todo o percurso no interior reator. Com essa consideração, a Eq (4.27) pode ser integrada para todo o reator, produzindo

$$\tau_{rt} = \frac{(1-\alpha_g)V_{rt}}{Q_b} = \int_{D_i}^{D_f} \frac{dD}{-K_{rt} D} = \frac{1}{K_{rt}} \ln \frac{D_i}{D_f} = \frac{1}{K_{rt}} \ln \frac{C_s - C_i}{C_s - C_f}, \quad (4.28)$$

sendo os índices "i" e "f" empregados, respectivamente, para as condições na entrada e saída do reator tubular. Para uma visualização gráfica dos resultados contidos na Eq. (4.28) constrói-se a Figura 4.9.

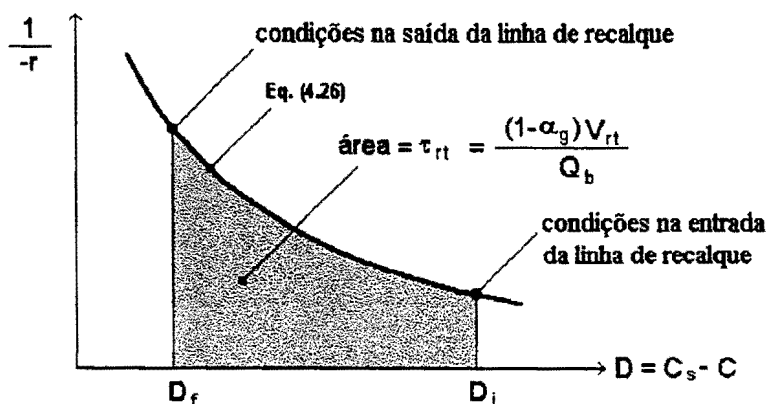


Figura 4.9 - Representação gráfica da equação de projeto do reator tubular (Adaptado de LEVENSPIEL, 1974).

4.6.2.3 Associação em Série dos Reatores de Fluxo Contínuo

Se o reator de mistura (Eq. 4.19) e o reator tubular (Eq. 4.27) são associados em série, nesta ordem, conforme esquema da Figura 4.10, a composição final e os tempos de detenção resultam com a forma esquematizada no gráfico da Figura 4.11. A concentração final, isto é, a concentração na saída do conjunto será dada pela expressão,

$$C_f = C_s - (C_s - C_i) \exp(-K \cdot \tau)_{rt} \quad (4.29)$$

obtida a partir da Eq. (4.28). C_i na Eq. (4.29) é a concentração na entrada do reator tubular, dada pela Eq. (4.21) como a concentração no reator de mistura. Se for considerado um valor de C_s constante para os reatores de mistura e tubular, então a Eq. (4.29) poderá ainda ser reescrita numa forma final como

$$C_f = C_s \cdot \left[1 - \frac{e^{-(K \cdot \tau)_{rt}}}{1 + (K \cdot \tau)_{rm}} \right] \quad (4.30)$$

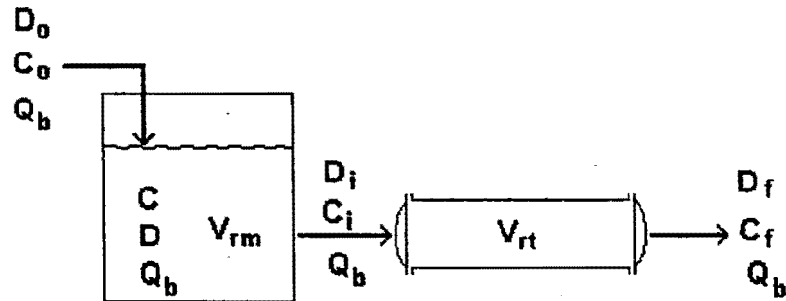


Figura 4.10 - Associação em série dos reatores de fluxo contínuo de mistura (câmara do rotor da bomba) e tubular (linha de recalque) para a pré-dissolução do gás propano, e a notação empregada nas análises.

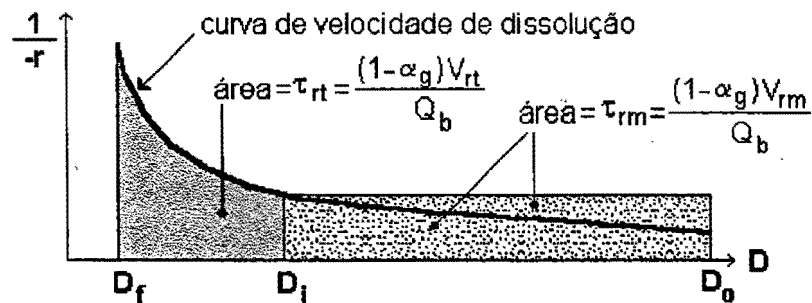


Figura 4.11 - Representação gráfica das equações de projeto para a associação em série dos reatores de fluxo contínuo de mistura e tubular.

Pelas Eqs. (4.29) ou (4.30), a quantidade de gás que se dissolve durante o tempo de contacto das bolhas com o líquido, no interior do sistema constituído pelos reatores em série, é tanto maior quanto maiores forem a concentração de saturação C_s (ou a pressão parcial do gás) e os adimensionais $(K \cdot \tau)_{mm}$ e $(K \cdot \tau)_n$. Cada um destes termos são diretamente influenciados pelas vazões do gás injetado, Q_g , e do líquido em escoamento, Q_b . Por exemplo, para um dado valor de Q_b , valores crescentes de Q_g devem refletir-se em $p_{C_3H_8}$, aumentando C_s e, em consequência, elevando C_f da Eq. (4.30). De outra forma, para um dado valor de Q_g , o aumento de Q_b tem dois efeitos antagônicos com relação ao valor final de C_f da Eq. (4.30): por um lado, elevar Q_b implica em reduzir τ_{mm} (Eq. 4.17) e τ_n (Eq. 4.28); por outro, ao aumento de Q_b poderá estar associado um aumento da intensidade da turbulência, que se reflete diretamente sobre os coeficientes K_{mm} e K_n (Eq. 3.26).

4.6.2.4 Análise e Limitação das Modelagens dos Reatores de Mistura e Tubular

Neste ponto algumas observações merecem ser feitas com relação a todo o desenvolvimento que foi apresentado. Primeiramente, é preciso considerar o fato de que, de acordo com comportamento característico de uma bomba centrífuga, dentro da câmara do rotor há uma variação contínua de pressão, que cresce desde um valor mínimo na entrada (pressão manométrica negativa ou sucção), até um valor máximo na saída. Este crescimento da pressão deve ter um efeito determinante sobre o tamanho das bolhas do gás e, conseqüentemente, sobre K_{tm} . Além disso, a hipótese inicial da consideração de um valor de C_s constante deve ser vista como uma aproximação, que foi particularmente útil na análise para adequar o modelo matemático ao comportamento de um reator de mistura.

Embora a abordagem feita para o reator de mistura tenha conduzido a um modelo matemático de forma aparentemente simples (Eq. 4.19), existe, aliado ao problema de quantificação do valor de C_s , uma dificuldade adicional em aplicar diretamente a formulação, em decorrência do fato de que também não existe uma forma segura de quantificação de K_{tm} ; com efeito, com base na definição dada pela Eq. (4.20), a impossibilidade de correlacionar o coeficiente K_L com as complexas características físicas e hidráulicas do sistema se reflete na própria dificuldade de avaliação do parâmetro K_{tm} . Ademais, os valores de A_b e α_g são dificilmente estimados no interior da câmara do rotor. Sabe-se, todavia, que o valor de K_{tm} cresce tanto com a diminuição do tamanho das bolhas, quanto com o aumento do grau da turbulência reinante no sistema, o que, em princípio, poderia ser útil, de alguma forma, para os propósitos de busca de uma melhoria do desempenho do sistema.

A dificuldade, entretanto, ainda está presente mesmo em uma análise qualitativa voltada para o entendimento do efeito dos parâmetros sobre o desempenho do sistema. É de se esperar, por exemplo, que o aumento da vazão, que é acompanhado de um aumento da turbulência, seja capaz de produzir um maior valor de K_{tm} . Contudo, o aumento da vazão também conduz a uma redução proporcional no tempo de detenção τ_{tm} ; devido ao aumento da vazão Q_b , τ_{tm} e K_{tm} têm efeitos contrários sobre a concentração C da Eq. (4.21) e sobre a concentração C_r da Eq. (4.30).

Complementarmente, enfocando agora a linha de recalque, embora a Eq. (4.28) tenha a forma final para propósitos de projeto do reator tubular, ela também apresenta certas dificuldades de uso, principalmente em função da necessidade de avaliação do parâmetro K_{tr} , o coeficiente volumétrico de transferência de massa no reator tubular, por razões semelhantes às apontadas para o reator de mistura. Sabe-se, por exemplo, que ao longo da linha de recalque a pressão

hidrodinâmica reduz-se continuamente, como consequência da dissipação de energia que ocorre em face da necessidade de se vencerem as forças de resistência ao escoamento. Como resultado dessa redução de pressão é de se esperar um aumento do volume das bolhas do gás, o que sugere uma diminuição do coeficiente K_{rt} . O aumento de volume das bolhas do gás poderia ainda ocorrer em consequência da diferença de densidade entre as fases, particularmente nos trechos horizontais da linha de recalque, onde se favorece o efeito de coalescência das bolhas, notadamente quando se reduz o grau da turbulência no sistema (CHISHOLM, 1983).

Uma análise que se julga mais completa do efeito dos diferentes fatores (variáveis) que, num conduto forçado, intervêm no coeficiente volumétrico de transferência de massa, K_{rt} , é apresentada na seção 4.6.2.5.

Ainda para o reator tubular, também o desenvolvimento que considera o valor de C_s constante em toda linha de recalque, como anteriormente feito, deve, em princípio, ser visto apenas como uma aproximação grosseira. De maneira geral e com base no exposto, a importância relativa da Eq. (4.28) fica praticamente limitada a avaliações de natureza teórica. No item 4.6.2.5 é repetida a análise para o reator tubular, considerando-se, porém, o efeito da queda isotérmica de pressão ao longo da linha horizontal para o escoamento de natureza bifásica.

4.6.2.5 Modelo para o Reator Tubular com Variação Longitudinal da Concentração de Saturação do Gás

Para o reator tubular analisado na seção 4.6.2.2, seria fisicamente mais realístico admitir uma variação longitudinal da concentração de saturação do gás, $C_s = C_s(x)$. Essa consideração exige que se retome a equação do balanço de massa para o elemento de volume da Figura 4.8, a partir da Eq. 4.24, que passa a ser escrita na forma:

$$\frac{(1-\alpha_g)dV_{rt}}{Q_b} = \frac{dC}{K_{rt}[C_s(x)-C]} \quad (4.31)$$

Ainda, da Figura 4.8, $dV_{rt} = A \cdot dx$, sendo A a área da seção transversal do tubo. E, como $Q_b = u_l \cdot (1-\alpha_g)A$, sendo u_l a velocidade do escoamento do líquido, reescreve-se a Eq. (4.31):

$$u_l dC = K_{rt}[C_s(x)-C]dx, \quad (4.32)$$

ou

$$\frac{u_l}{K_{rt}} \frac{dC}{dx} + C = C_s(x). \quad (4.33)$$

Mesmo com uma hipótese de K_{rt} ser independente da posição x , para encontrar a solução da Eq. (4.31) é necessário conhecer a lei de variação longitudinal da concentração de saturação C_s . Para isto, admite-se, neste ponto: (i) que a mistura pode ser tratada como homogênea, isto é, com uma massa específica avaliada com base na hipótese de que as duas fases escoam com a mesma velocidade; (ii) que a pressão parcial do gás seja determinada pela pressão hidrodinâmica do escoamento. Assim, uma vez formulada convenientemente a lei de variação da pressão hidrodinâmica na tubulação pode-se, juntamente com a lei de Henry, estabelecer o comportamento espacial da concentração de saturação.

Antes de se procurar estabelecer a lei de variação da pressão hidrodinâmica, são feitas algumas observações relativamente ao escoamento bifásico. Conforme apontado por CHISHOLM (1983), em escoamentos bifásicos as incertezas contidas nas previsões serão relativamente altas em função do grande número de variáveis intervenientes. Estas variáveis, por si só, indicam o grau de complexidade que deve estar presente numa análise mais completa do problema. Em geral, em qualquer análise, estariam presentes as seguintes variáveis: (i) vazão mássica total; (ii) fração da massa seca, definida pela razão da vazão mássica do gás pela vazão mássica total; (iii) massa específica do líquido; (iv) massa específica do gás; (v) viscosidade do líquido; (vi) viscosidade do gás; (vii) tensão superficial; (viii) rugosidade da parede interna do tubo; e (ix) inclinação da tubulação. Para as condições de escoamento turbulento completamente desenvolvido, a queda de pressão em decorrência das perdas por atrito é praticamente insensível à inclinação do tubo. Ainda conforme CHISHOLM (1983), para muitas condições experimentais, o uso do modelo homogêneo na avaliação dos gradientes de pressão pelas perdas por atrito produziria bons resultados, mesmo onde o gás escoasse até cinco vezes mais rápido do que o líquido.

Se a mistura líquido-gás for tratada como homogênea, o gradiente de pressão a uma distância x da entrada da linha de recalque poderá ser escrito como

$$\frac{\partial p}{\partial x} = -f \frac{1}{D_t} \frac{G^2}{2\rho_H} \quad (4.34)$$

sendo,

f = fator de atrito da fórmula universal, adimensional,

G = velocidade de massa, com dimensão do produto de uma velocidade por uma massa específica ($ML^{-2}T^{-1}$), e

ρ_H = massa específica da mistura líquido-gás.

O parâmetro G da Eq. (4.34) é definido como

$$G = \frac{\dot{M}}{A} = \frac{4\dot{M}}{\pi D_t^2} \quad (4.35)$$

com \dot{M} representando a vazão mássica total da mistura (MT^{-1}), dada pela soma das respectivas vazões mássicas das fases, ou

$$\dot{M} = \dot{M}_g + \dot{M}_l = \rho_g Q_g + \rho_l Q_b, \quad (4.36)$$

sendo ρ a massa específica, com os índices "g" e "l" introduzidos para indicar as fases gasosa e líquida respectivamente, Q_g a vazão volumétrica do gás e Q_b a vazão do líquido bombeado. Em complementação, a massa específica ρ_H da mistura considerada homogênea, é definida como

$$\rho_H = \alpha_g \rho_g + (1 - \alpha_g) \rho_l \quad (4.37)$$

sendo α_g a fração de vazios. O valor de α_g poderá ser estimado das medidas das vazões mássicas do gás e da água, através da relação (CHISHOLM, 1983)

$$\frac{\dot{M}_g}{\dot{M}_l} = \frac{x_g}{1 - x_g} = \frac{\alpha_g}{(1 - \alpha_g)} \frac{\rho_g u_g}{\rho_l u_l} \quad (4.38)$$

sendo x_g conhecido como a fração de massa seca, ou

$$x_g = \frac{\dot{M}_g}{\dot{M}} \quad (4.39)$$

Para a mistura homogênea, $u_g/u_l = 1$ e a Eq. (4.38) se reescreve como

$$\frac{\rho_g Q_g}{\rho_l Q_b} = \frac{x_g}{1 - x_g} = \frac{\alpha_g}{1 - \alpha_g} \frac{\rho_g}{\rho_l} \quad (4.40)$$

Para o uso da Eq. (4.34), o fator de atrito também deverá ser quantificado. Este coeficiente é uma função da rugosidade relativa do tubo e do número de Reynolds. Para a avaliar o número de Reynolds da mistura, admite-se que a viscosidade relevante é a viscosidade da água na temperatura do escoamento.

Em termos absolutos, a pressão na entrada da linha de recalque pode ser obtida da integração da Eq. (4.34). Dada a baixa solubilidade do gás na água, a redução longitudinal da vazão da fase gasosa é desprezada na análise. Assim, para G e \dot{M} constantes, substituindo a Eq. (4.35) em (4.34) e realizando a integração entre os limites da tubulação de recalque,

$$-\int_{p_i}^{p_{atm}} dp = \frac{8f}{\pi^2 D_t^5} \frac{\dot{M}^2}{\rho_H} \int_{x=0}^{x=L_t} dx \quad (4.41)$$

ou

$$p_i = p_{atm} + \frac{8f}{\pi^2 D_t^5} \frac{\dot{M}^2}{\rho_H} L_t. \quad (4.42)$$

Se a integração é realizada da entrada da tubulação ($x=0$ e $p=p_i$) até uma seção genérica x , onde $p=p_x$,

$$p_x = p_i - \frac{8f}{\pi^2 D_t^5} \frac{\dot{M}^2}{\rho_H} x \quad (4.43)$$

ou, com p_i da Eq. (4.42),

$$p_x = p_{atm} + \frac{8f}{\pi^2 D_t^5} \frac{\dot{M}^2}{\rho_H} (L_t - x). \quad (4.44)$$

Com base na lei de Henry, e supondo que a pressão parcial do gás iguala-se localmente com a pressão hidrodinâmica (desprezada a pressão parcial do vapor d'água e outros gases na bolha), pode-se escrever, para uma dada temperatura,

$$p_x = p_{atm} + \frac{8f \dot{M}^2}{\pi^2 D_t^5 \rho_H} (L_t - x) = H' \cdot C_s(x), \quad (4.45)$$

ou

$$C_s(x) = \frac{p_{atm}}{H'} + \frac{8f \dot{M}^2}{\pi^2 H' D_t^5 \rho_H} (L_t - x). \quad (4.46)$$



Levando a Eq. (4.46) na Eq. (4.33), tem-se

$$\frac{u_l}{K_{rt}} \frac{dC}{dx} + C = \frac{p_{atm}}{H'} + \frac{8f \dot{M}^2}{\pi^2 H' D_t^5 \rho_H} (L_t - x), \quad (4.47)$$

que é uma equação diferencial linear com segundo membro variável (função de x). A solução desta equação é obtida empregando-se o método de Lagrange (QUINET, 1970):

$$C(x) = C_s(x) + \frac{8f \dot{M}^2}{\pi^2 H' D_t^5 \rho_H} \frac{u_l}{K_{rt}} + c \cdot e^{-\frac{K_{rt}}{u_l} x} \quad (4.48)$$

onde c é uma constante de integração determinável pelas condições de contorno do problema. Assim, com $C(x=0) = C_1$ na entrada da linha de recalque, a constante é encontrada como

$$c = C_1 - \frac{p_{atm}}{H'} - \frac{8f \dot{M}^2}{\pi^2 H' D_t^5 \rho_H} \left(\frac{u_l}{K_{rt}} + L_t \right). \quad (4.49)$$

Então, para a concentração do gás dissolvido em uma seção à distância x da entrada da linha de recalque escreve-se

$$C(x) = C_1 \cdot \exp\left(-\frac{K_{rt}}{u_l} x\right) + \frac{8f \dot{M}^2}{\pi^2 H' D_t^5 \rho_H} \left(\frac{u_l}{K_{rt}} + L_t \right) \cdot \left[1 - \exp\left(-\frac{K_{rt}}{u_l} x\right) \right] + \frac{p_{atm}}{H'} \left[1 - \exp\left(-\frac{K_{rt}}{u_l} x\right) \right] - \frac{8f \dot{M}^2}{\pi^2 H' D_t^5 \rho_H} x. \quad (4.50)$$

Analisando o comportamento da concentração de saturação tem-se que, pela Eq. (4.46), C_s reduz-se linearmente com a distância longitudinal x , assumindo um valor máximo na entrada da linha de recalque, onde

$$C_{si} = C_{s_{máx}} = C_s(x=0) = \left(p_{atm} + \frac{8f \dot{M}^2 L_t}{\pi^2 D_t^5 \rho_H} \right) / H' \quad (4.51)$$

e um valor mínimo na saída,

$$C_{sf} = C_{s_{mín}} = C_s(x=L_t) = p_{atm} / H'. \quad (4.52)$$



Fazendo-se $x=L_t$ na Eq. (4.50) e utilizando-se a notação empregada nos resultados das Eqs. (4.51) e (4.52), obtém-se a concentração na saída do reator tubular na forma:

$$C_f = C(x=L_t) = C_{sf} + C_i \cdot e^{-(K\tau)_t} - C_{si} \cdot e^{-(K\tau)_t} + (C_{si} - C_{sf}) \cdot \frac{1}{(K\tau)_t} \cdot [1 - e^{-(K\tau)_t}], \quad (4.53)$$

com $(K\tau)_t = K_{rt} \cdot [(1 - \alpha_g)V_{rt}/Q_b] = K_{rt} \cdot (L_t/u_1)$. Uma ilustração gráfica do resultado contido na Eq. (4.53) é feita na Figura 4.12, onde se mostra a variação de C_s juntamente com o crescimento esperado da concentração do gás dissolvido até o valor final C_f . Verifica-se, ainda, que o déficit em relação ao valor de saturação decresce mais rapidamente do que o faria se C_s fosse constante, o que sugere uma aproximação mais rápida às condições de equilíbrio.

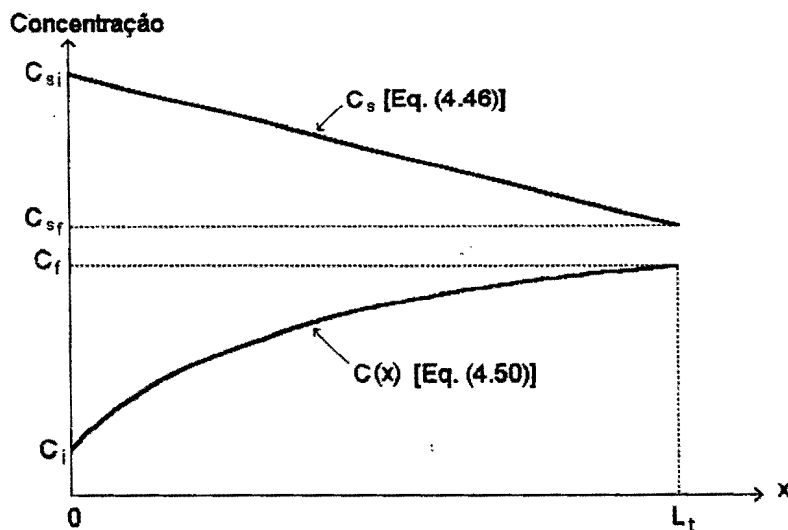


Figura 4.12 - Esquema gráfico para a visualização do comportamento da concentração longitudinal do gás dissolvido frente à concentração de saturação, conforme idealização feita.

Do exposto, se para o valor de C_i na Eq. (4.53) for utilizado o resultado de C da Eq. (4.21) e, ainda, se se admitir que a concentração de saturação naquela for C_{si} , então a Eq. (4.53) será reescrita como

$$C_f = C_{sf} - C_{si} \cdot \frac{e^{-(K\tau)_t}}{1 + (K\tau)_{tm}} + (C_{si} - C_{sf}) \cdot \frac{1}{(K\tau)_t} \cdot [1 - e^{-(K\tau)_t}] \quad (4.54)$$

Finalmente, nota-se que a Eq. (4.30) da seção 4.6.2.2 constitui um caso particular da Eq. (4.54) quando se admite que $C_{si} = C_{sf}$, ou seja, quando se desconsidera a variação da concentração de saturação ao longo da linha de recalque.

4.6.3 Experimentos de Pré-Dissolução do Gás

4.6.3.1 Conjunto de Teste e Procedimentos Experimentais

Consideradas as dificuldades associadas à quantificação dos parâmetros presentes nas Eqs. (4.30) ou (4.54) para a concentração do gás dissolvido na extremidade final de linha de recalque, realizou-se um conjunto de testes para avaliar a utilidade prática do sistema e definir as relações ótimas para a vazão mássica de gás do cilindro e vazão da água bombeada.

O conjunto experimental apresentado na Figura 4.5 foi utilizado nos testes de pré-dissolução do gás propano, realizados em um trecho do Ribeirão do Lobo, localizado no CRHEA/USP-São Carlos. O sistema, que inclui o conjunto moto-bomba, o cilindro do gás e as mangueiras de ligação foi descrito no item 4.6.1.

Nos testes, a vazão da água bombeada, controlada por um registro disposto na saída da bomba, foi medida pelo método volumétrico, cronometrando-se o tempo necessário para o enchimento de um tanque previamente calibrado com capacidade para 52 litros de água. O gás propano foi injetado através de um orifício aberto na linha de sucção da bomba, localizado junto à entrada da câmara do rotor. A vazão volumétrica do propano, controlada pela válvula de duplo estágio do cilindro, foi medida por meio de um rotâmetro.

O rotâmetro utilizado para as medidas de vazão do gás tem calibração de fábrica para as medidas de vazões de ar nas condições de 15°C de temperatura e pressão absoluta de 760 mm de mercúrio. Portanto, foi necessário efetuar correções nas leituras diretas fornecidas no tubo cônico graduado do rotâmetro. Para isso, utilizando-se a formulação matemática para a força de arraste sobre o flutuador do rotâmetro, juntamente com a equação de gás ideal, obteve-se a seguinte relação de transformação:

$$\frac{Q_g}{Q_{cr}} = \sqrt{\frac{T}{288 \text{ (K)}}} \cdot \sqrt{\frac{1 \text{ (atm)}}{p}} \cdot \sqrt{\frac{M_{ar}}{M_{C_3H_8}}} \quad (4.55)$$

sendo Q_{cr} a leitura direta do rotâmetro, Q_g a vazão do gás propano procurada, T e p a temperatura (absoluta) e a pressão do gás (absoluta) em escoamento nas condições de ensaio, $T_{cr} = 288$ K e $p_{cr} = 1$ atm, e $M_{ar} = 29$ g/mol e $M_{C_3H_8} = 44$ g/mol as massas moleculares do ar e propano, respectivamente.

Também para a medida da vazão, mas principalmente para verificar a constância da vazão nas condições de operação de campo, um longo conduto de cobre, de 1/16 de polegada de diâmetro interno, enrolado na forma de uma serpentina, foi interposto na linha entre o cilindro de gás e o rotâmetro, conforme mostrado na Figura 4.5. Para cada vazão de gás foi determinada a queda de pressão entre os extremos da serpentina de cobre, medida pela altura equivalente dada pelo desnível ΔH das colunas do manômetro diferencial de mercúrio. Estes resultados permitiram a construção de uma curva que relaciona a queda de pressão e a vazão do gás propano, apresentada adiante.

Para conhecer a vazão mássica do gás em cada teste, o cilindro foi assentado sobre o prato de uma balança, determinando-se a variação de massa ocorrida durante o tempo de teste que foi devidamente cronometrado.

Os ensaios foram realizados com diferentes valores da vazão de água bombeada, Q_b . Para cada vazão Q_b , procurou-se estabelecer quatro diferentes vazões de gás, Q_g , para obter, mediante amostragens, as concentrações do gás dissolvido na extremidade de jusante da linha de recalque. Numa exceção, para a maior vazão de bombeamento da água, um quinto teste foi realizado com uma vazão menor de gás. Realizaram-se, assim, um total de 13 testes, tendo sido colhidas, por teste, 2 amostras para a concentração do gás propano dissolvido. Para as análises químicas das amostras empregou-se a técnica de cromatografia gasosa, de acordo com os procedimentos que são descritos no item 4.9.2.

Basicamente, observou-se em cada teste de dissolução do gás a seguinte seqüência de procedimentos:

- i)* Fixar a máxima vazão de bombeamento Q_b , para a primeira série de testes, mediante a total abertura do registro de controle disposto à saída da bomba;
- ii)* Estabelecer a vazão de gás Q_g , injetando-o na linha de sucção da bomba;
- iii)* Fazer a leitura do rotâmetro Q_{cr} e as leituras de nível em cada um dos ramos do manômetro diferencial de mercúrio;
- iv)* Medir a vazão da água bombeada pelo método volumétrico;
- v)* medir a vazão mássica do gás injetado \dot{M}_g , a partir da variação do peso do cilindro de gás, obtida das leituras na balança, num intervalo de tempo cronometrado correspondente;

vi) Colher duas amostras na extremidade da linha de recalque para a concentração C_r do gás;

vii) Estabelecer uma nova vazão do gás injetado na linha de sucção da bomba.

Depois de completados quatro testes com as diferentes vazões do gás, reduziu-se a vazão da água bombeada e deu-se início à nova série, repetindo-se os procedimentos enunciados a partir do passo (iii). No total, relativamente à vazão bombeada, três séries de testes foram realizadas.

A ordem de procedimentos acima descrita, com a amostragem do gás sendo feita na última etapa, objetivou, ainda, garantir que um estado permanente da concentração do gás fosse atingido na extremidade de saída do sistema.

4.6.3.2 Resultados dos Testes e Análise dos Resultados

Um resumo das condições e resultados de todos os testes encontra-se listado na Tabela 4.1. Nesta tabela os testes são apresentados com uma divisão em três séries, A, B e C, definidas em função dos procedimentos de fixação da vazão de bombeamento. Embora fosse tencionado manter a vazão de bombeamento constante em cada série de teste, o que se observou foi uma redução contínua da vazão da água bombeada, sem que se atuasse no registro de controle, como consequência do aumento da taxa de injeção do gás.

Tabela 4.1 - Resumo dos resultados experimentais nos testes de pré-dissolução do gás

Sé-rie	Nº do teste	Q_b (l/s)	$M_g = \rho_g Q_g$ (mg/s)	C_r (mg/l)	Q_{cr} (l/h)	Q_g (Eq.4.59) (l/h)	ΔH (mm-Hg)
A	A-1	2,34	43,2	1,98	135	143,8	104,0
A	A-2	2,31	80,0	3,22	250	266,3	204,0
A	A-3	2,26	174,0	5,14	540	571,1	537,0
A	A-4	2,17	233,6	6,18	770	865,0	829,0
A	A-5	2,08	322,2	7,60	1030	1122,1	-
B	B-1	2,00	79,0	3,92	250	269,6	201,0
B	B-2	1,94	175,4	5,78	540	566,6	562,0
B	B-3	1,87	235,3	7,32	770	858,7	858,0
B	B-4	1,81	333,3	8,68	1030	1084,8	-
C	C-1	1,73	89,1	4,60	250	239,1	202,0
C	C-2	1,68	166,7	7,02	540	596,1	573,0
C	C-3	1,63	228,6	7,98	757	854,3	869,0
C	C-4	1,55	324,7	10,08	1030	1113,5	-

Na última coluna da Tabela 4.1 apresentam-se alguns vazios que se justificam, naqueles casos, pelo acentuado valor da queda de pressão provocada pela serpentina de cobre, produzindo um diferencial nas colunas do manômetro além dos limites construtivos do mesmo.

Nas condições de teste, a temperatura da água era de 26°C, a temperatura ambiente de 32,0°C e a temperatura do escoamento do gás, medida no cone do rotâmetro, de 32,8°C.

Na Tabela 4.1, além da vazão mássica do gás, \dot{M}_g , que foi medida, também são apresentados os valores da vazão volumétrica do gás, Q_g , calculados pela Eq. (4.55). Para uso dessa equação, foi preciso avaliar a pressão p .

Para o cálculo da pressão p da Eq. (4.55), empregou-se a relação entre pressão e massa específica do gás, em geral válida para gases ideais, escrita na forma

$$p = \frac{\rho_g R T}{M_{C_3H_8}}, \quad (4.56)$$

com a massa específica sendo escrita como

$$\rho_g = \frac{\dot{M}_g}{Q_g}. \quad (4.57)$$

Combinando-se as Eqs. (4.55), (4.56) e (4.57), obteve-se, nas condições de teste,

$$Q_g = 1,227 \frac{Q_{cr}^2}{\dot{M}_g} \quad (4.58)$$

com Q_g em l/s, para \dot{M}_g em g/s e Q_{cr} em l/s, ou

$$Q_g = 0,3408 \frac{Q_{cr}^2}{\dot{M}_g} \quad (4.59)$$

com Q_g agora em l/h, para \dot{M}_g em mg/s e Q_{cr} em l/h, isto é, com as unidades presentes na Tabela 4.1.

Na Figura 4.13 são representados graficamente os valores medidos da concentração C_r , em função das taxas de injeção do gás propano \dot{M}_g , para as três séries de testes.

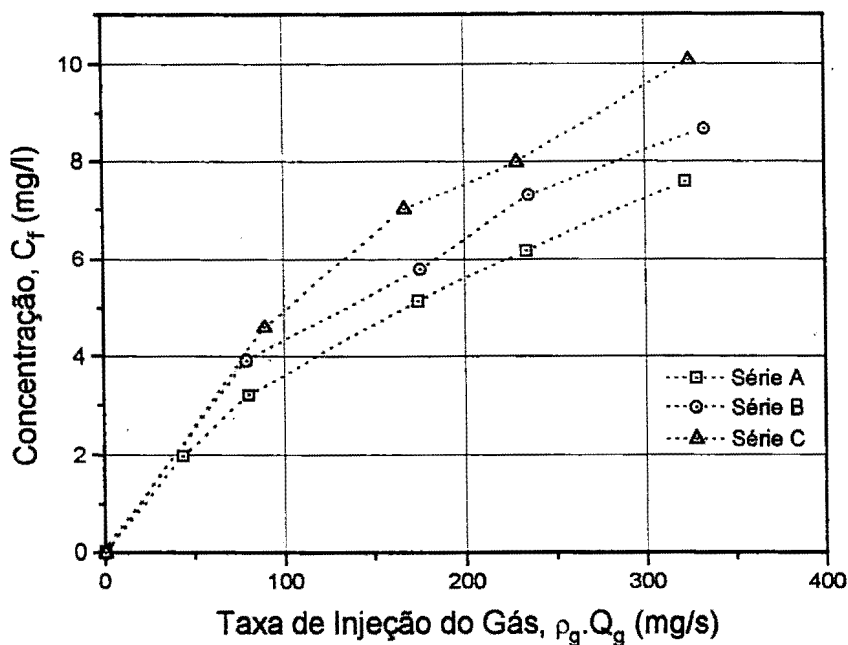


Figura 4.13 - Concentração do propano dissolvido na extremidade da linha de recalque, em função da taxa de injeção do gás na linha de sucção da bomba, para as diferentes vazões de bombeamento.

Os resultados da Figura 4.13 sugerem que: *i*) para uma dada vazão de bombeamento, tem-se um aumento da concentração do gás dissolvido quando se promove a elevação da taxa de injeção do gás; e, *ii*) para uma dada taxa de injeção do gás, a concentração do gás dissolvido é tanto maior quanto menor for a vazão de bombeamento (efeito do menor volume da água de diluição).

Num outro gráfico, na Figura 4.14, é mostrado o comportamento da quantidade de gás dissolvida, escrita em termos de uma vazão mássica (massa de gás absorvida, por unidade de tempo), $C_f \cdot Q_b$, em função das diferentes taxas de injeção do gás propano na linha de sucção da bomba. Por esta figura, a quantidade que se dissolve, na unidade de tempo, mostra-se independente da vazão de bombeamento da água.

Em complementação, na Figura 4.15 é representada a queda de pressão provocada pela presença da serpentina de cobre na linha do gás, ΔH , em função da vazão mássica de gás propano injetada na linha de sucção da bomba, $\dot{M}_g = \rho_g Q_g$, para as três séries de testes. Esta figura sugere que, pelo menos para a estreita faixa de vazões de bombeamento ensaiada, a queda de pressão apresenta uma relação bem definida com a taxa de injeção do gás.

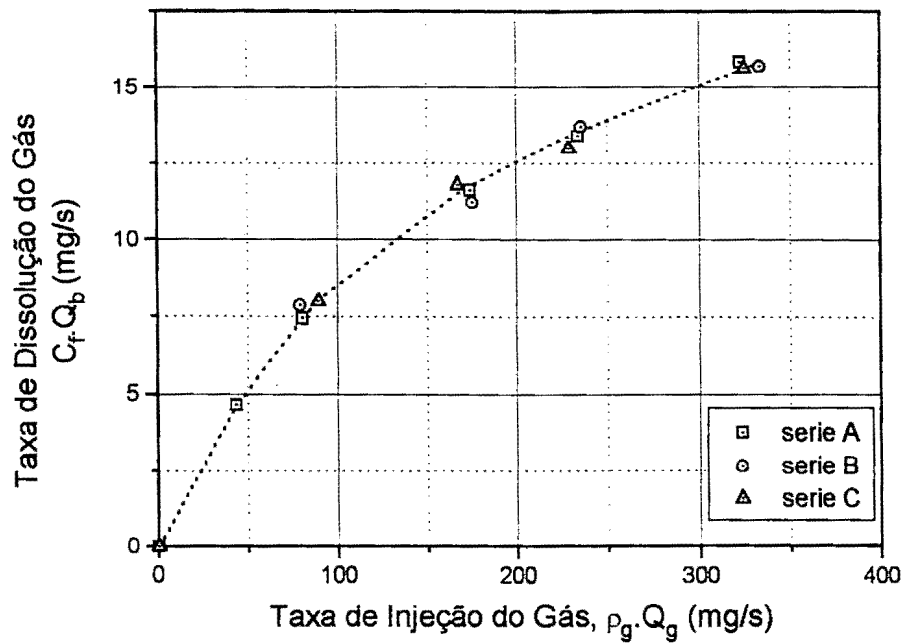


Figura 4.14 - Quantidade de gás dissolvido em função da taxa de injeção do gás na linha de sucção da bomba, para as diferentes vazões de bombeamento da água.

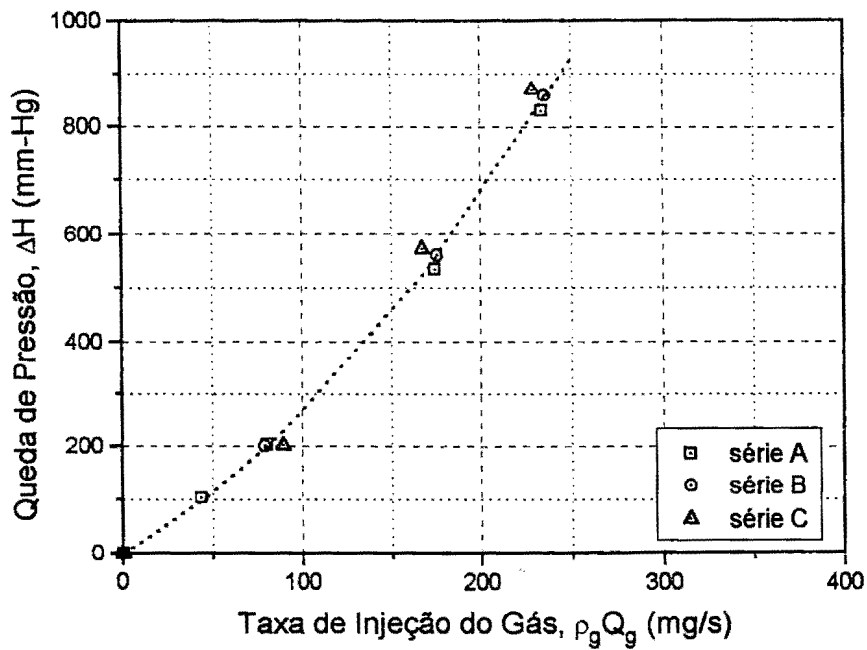


Figura 4.15 - Queda de pressão nas extremidades da serpentina de cobre, dada pela leitura do manômetro diferencial de mercúrio, em função da taxa de injeção do gás na linha de sucção da bomba, para diferentes vazões de bombeamento da água.

Na Tabela 4.2 são apresentados os resultados dos cálculos dos parâmetros x_g (fração de massa seca), ρ_g (massa específica do gás) e α_g (fração de vazio), que são os elementos necessários para a quantificação dos tempos de detenção na câmara do rotor da bomba (Eq. 4.17) e na linha de recalque (Eq. 4.28) que aparecem em duas outras colunas. Os resultados da Tabela 4.2 são usados na construção dos gráficos das Figuras 4.16 e 4.17.

Tabela 4.2 - Cálculo de parâmetros para a análise do comportamento do sistema de dissolução do gás propano.

Série e Nº do teste	x_g (-) Eq. (4.39)	ρ_g (g/l) Eq. (4.57)	α_g (-) (Eq. 4.40)	τ_{rm} (s) (Eq. 4.17)	τ_{rt} (s) (Eq. 4.28)	$\tau_{rm} + \tau_{rt}$ (s)
A-1	$1,84 \times 10^{-5}$	1,08	0,0167	2,09	26,3	28,4
A-2	$3,46 \times 10^{-5}$	1,08	0,0309	2,09	26,3	28,4
A-3	$7,70 \times 10^{-5}$	1,10	0,0654	2,06	25,9	28,0
A-4	$1,08 \times 10^{-4}$	0,97	0,0996	2,07	26,0	28,1
A-5	$1,55 \times 10^{-4}$	1,03	0,130	2,09	26,2	28,3
B-1	$3,95 \times 10^{-5}$	1,05	0,0360	2,41	30,2	32,6
B-2	$9,04 \times 10^{-5}$	1,11	0,0749	2,38	29,9	32,3
B-3	$1,26 \times 10^{-4}$	0,99	0,113	2,37	29,7	32,1
B-4	$1,85 \times 10^{-4}$	1,11	0,143	2,37	29,8	32,2
C-1	$5,14 \times 10^{-5}$	1,34	0,0368	2,77	34,8	37,6
C-2	$9,93 \times 10^{-5}$	1,01	0,0897	2,71	34,0	36,7
C-3	$1,41 \times 10^{-4}$	0,96	0,127	2,68	33,7	36,4
C-4	$2,10 \times 10^{-4}$	1,05	0,166	2,69	33,8	36,5

Nas Figuras 4.16 e 4.17 notam-se os efeitos do tempo de detenção e da taxa de injeção sobre as duas formas de representação da quantidade de gás que se dissolve. Para uma dada taxa de injeção, a concentração do gás dissolvido aumenta com o tempo de detenção (maior tempo de contacto das bolhas), conforme Figura 4.16, mas a massa dissolvida por unidade de tempo mantém-se independente do tempo de detenção (Figura 4.17); também pelas duas figuras, para um dado tempo de detenção, tanto a concentração do gás dissolvido, quanto a massa dissolvida por unidade de tempo, crescem com a taxa de injeção do gás.

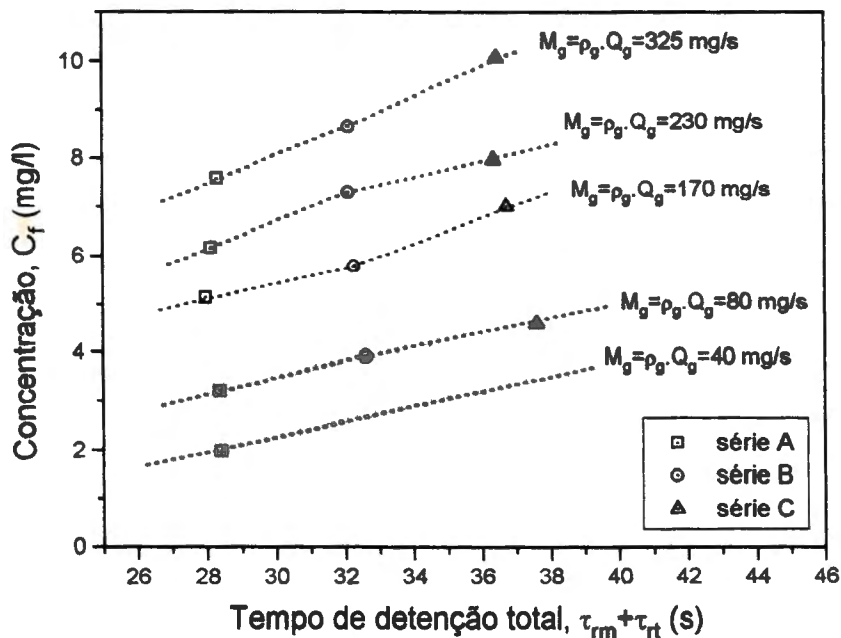


Figura 4.16 - Concentração do gás dissolvido na extremidade da linha de recalque, em função do tempo de detenção total no sistema de dissolução, para as três séries de teste com as diferentes vazões mássicas M_g de injeção do gás.

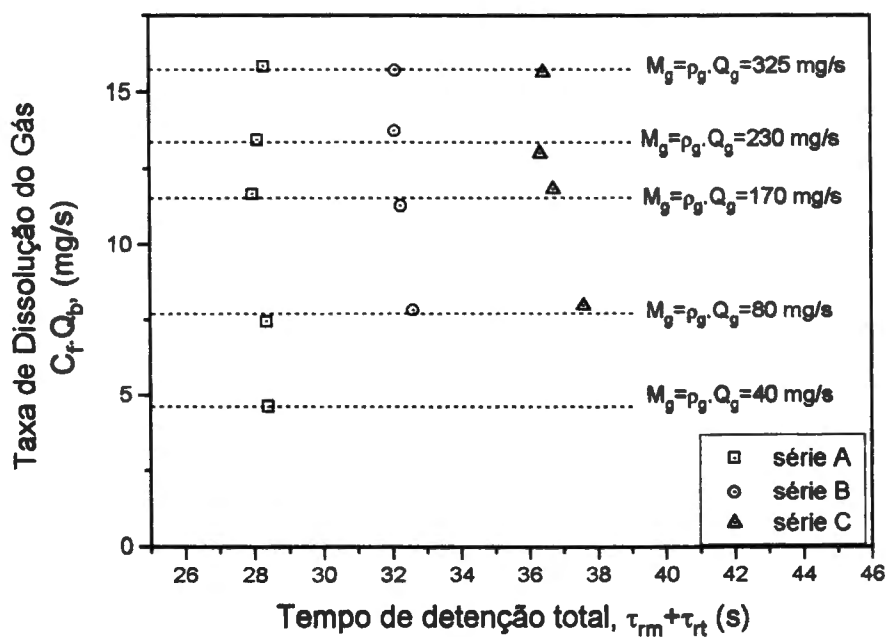


Figura 4.17 - Massa de gás dissolvido na unidade de tempo, em função do tempo de detenção total no sistema de dissolução, para as três séries de teste com as diferentes vazões mássicas M_g de injeção do gás.

A despeito das simplificações introduzidas na modelagem com base na teoria dos reatores, os resultados dos testes de dissolução do gás, expostos através das Figuras 4.13, 4.14, 4.16 e 4.17, construídas com base nas Tabelas 4.1 e 4.2, são razoavelmente explicados pela Eq. (4.30), satisfazendo a análise apresentada na seção 4.6.2.4.

O que se revela nas Figuras 4.13 e 4.14 é semelhante ao que se evidencia nas Figuras 4.16 e 4.17. De maneira geral, pelos gráficos das Figuras 4.13 e 4.16 e para uma dada vazão de gás, observa-se uma redução no valor concentração do gás dissolvido com o aumento da vazão de bombeamento da água, ou com a redução do tempo de detenção. Complementarmente, as Figuras 4.14 e 4.17 mostram que, independentemente da vazão de bombeamento ou do tempo de detenção, a massa de gás dissolvida por unidade de tempo (quantidade $C_r \times Q_b$) depende exclusivamente da taxa de injeção do gás ($\dot{M}_g = \rho_g \cdot Q_g$).

Pode ser dito ainda que os resultados dos testes, analisados à luz da modelagem feita com a teoria dos reatores e resumida pela Eq. (4.30), sugerem que o efeito do tempo de detenção é superior àqueles causados por $K_{m,m}$ e $K_{t,t}$ na obtenção do valor final da concentração C_r . Isto é, se para uma dada vazão de injeção do gás o aumento da vazão de bombeamento deve magnificar os coeficientes volumétricos de transferência de massa, ele ao mesmo tempo produz um efeito inverso no tempo de detenção: da Eq. (4.30) e das Figuras 4.13 e 4.16, para justificar o correspondente aumento de C_r seria preciso que os produtos $K \times \tau$ se reduzam globalmente.

De maneira geral, pode ser dito que a câmara do rotor da bomba tem, em todo o processo, o importante papel de promover a quebra das bolhas do gás, uma vez que a eficiência da absorção está intimamente associada ao número e ao tamanho das bolhas presentes no escoamento.

Comparado à dissolução que ocorre na linha de recalque, o processo de transferência da massa de gás para a água no interior da câmara do rotor da bomba tende a ser mais facilitado em função de um conjunto de fatores: *i*) a câmara é pressurizada, o que significa que C_s é relativamente maior dentro do rotor; *ii*) a concentração do gás dissolvido na entrada da câmara do rotor é praticamente nula, o que permite concluir que o fluxo de dissolução é intenso no interior da câmara pois, conforme determinado pela lei de Fick, tem-se aí maior "força motriz"; *iii*) as bolhas de gás dentro da câmara do rotor são, presumivelmente, em número maior e em tamanhos menores, como consequência da ação mecânica da quebra das bolhas provocada pela movimentação da pás do rotor; *iv*) a agitação intensa promovida pelo rotor magnifica o valor do coeficiente de transferência de massa. Acrescenta-se,

ainda, o fato de que ao longo da linha de recalque tem-se uma contínua redução da pressão que, conforme lei de Henry, leva a uma diminuição de C_g . A redução da pressão produz também uma expansão das bolhas. Assim, o menor tamanho das bolhas, juntamente ainda com a maior intensidade da turbulência presente no interior da câmara do rotor, contribuem para um coeficiente de transferência de massa volumétrico médio do reator de mistura superior àquele do reator tubular.

A inclinação da linha de recalque também pode ter influência direta na absorção do gás. A área total da interface das bolhas do gás e água tende a ser menor quando o tubo se dispõe horizontalmente. Esta tendência é justificada pelo fato de que, pela grande diferença de densidade, o gás tende a ocupar o topo do conduto, estabelecendo as condições mais favoráveis ao fenômeno da coalescência. A despeito desta constatação, na prática adotou-se a disposição horizontal da linha de recalque dada a dificuldade de se dispor verticalmente os 50 metros de mangueira em condições de campo.

4.6.3.3 Uso Prático dos Resultados dos Testes de Dissolução

Com relação ao uso prático dos resultados dos testes de pré-dissolução do gás propano, resumidos na forma das Figuras 4.13, 4.14 e 4.15, deve-se ressaltar que para as aplicações de campo com a técnica dos traçadores gasosos é a quantidade presente na ordenada do gráfico da Figura 4.14, ou seja, a taxa de dissolução do gás traçador em mg/s, que efetivamente interessa. Assim, uma vez fixada a quantidade mínima de gás dissolvido requerida pela técnica dos traçadores, a Figura 4.14 poderia ser usada para encontrar a taxa necessária da injeção na linha de sucção da bomba. No campo, esta taxa poderia ser estabelecida e fixada com o auxílio do rotâmetro ou com o uso de manômetro diferencial de mercúrio, para o que se utilizariam os resultados contidos, por exemplo, no gráfico da Figura 4.15.

Para fins práticos, utilizou-se, neste trabalho, um gráfico que combina os resultados das Figuras 4.13, 4.14 e 4.15, e que expressa diretamente a taxa de absorção do gás no sistema de pré-dissolução em função da queda de pressão registrada no manômetro de mercúrio, conforme representado na Figura 4.18.

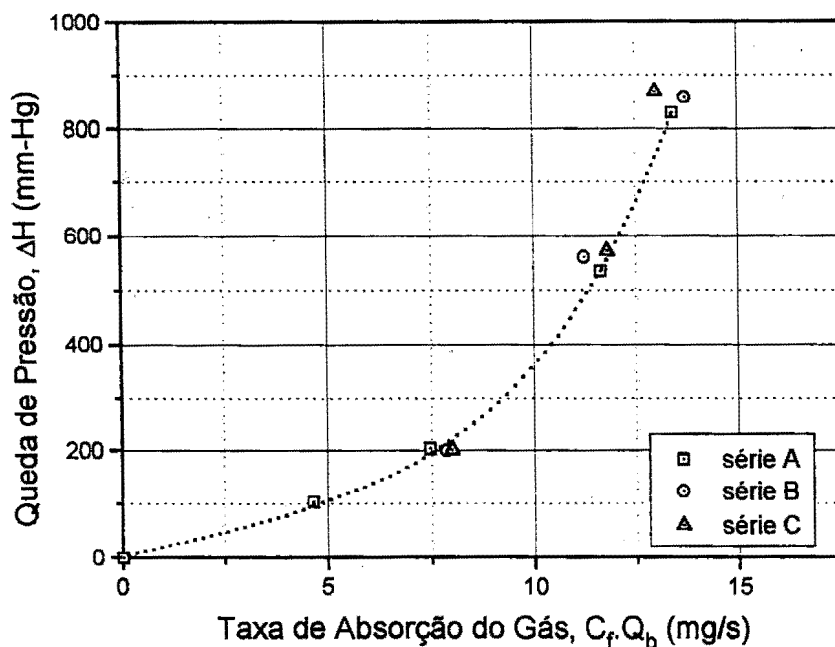


Figura 4.18 - Queda de pressão nas extremidades da serpentina de cobre, dada pela leitura do manômetro diferencial de mercúrio, em função da taxa de absorção do gás, para as diferentes vazões de bombeamento da água.

4.6.4 Estabelecimento das Taxas de Injeção do Gás

Em aplicações com a técnica dos traçadores gasosos, a quantidade de gás definida como necessária e o tempo requerido para a injeção dependem das características do corpo d'água ensaiado e do próprio método utilizado, *método do pico* ou *método do patamar*.

No *método do patamar*, em que se utiliza a injeção de longa duração do gás, devem ser atingidos os platôs (patamares) de concentração em todas seções de amostragem. Para isso, na fase de planejamento estimou-se a vazão volumétrica de injeção do gás requerida por um teste em particular e definiu-se o intervalo de tempo durante o qual esta taxa deve ser mantida constante.

Para a injeção contínua do propano gasoso utilizou-se a equação proposta por Rathbun, derivada da Eq. (3.123), que fornece uma estimativa da vazão capaz de produzir um platô de 1,0 µg/l de concentração na seção de jusante, do tipo

$$Q_{g_i} = 1,97 \cdot [Q_m \cdot \exp(K_T \cdot t_{p_2})] / \eta \quad (4.61)$$

onde,

Q_g = vazão volumétrica de injeção constante do gás, em litros por hora, nas condições de 20°C de temperatura e 1 atm de pressão absoluta;

Q_m = vazão máxima do rio, normalmente referida à seção de jusante do trecho sob teste, em metros cúbicos por segundo;

t_{p_2} = tempo de pico, em horas, contado desde o início da injeção até a formação do pico de concentração do traçador conservativo (Figura 3.7), pico este observado na seção de jusante do trecho (seção 2);

K_T = coeficiente de dessorção do traçador gasoso, em hora⁻¹, a 20°C, estimado conforme apresentado na seção 4.4.2; e

η = eficiência da absorção, preliminarmente estimada como sendo 0,10.

Uma vez que se objetivou atingir uma concentração do gás dissolvido de 10 µg/l na seção de jusante, o resultado fornecido pela Eq. (4.61) foi multiplicado por 10. Assim, com a eficiência estimada de 0,10, a vazão utilizada na injeção, em l/h, para a vazão do rio em m³/s e $K_T \cdot t_{p_2}$ adimensional, foi

$$Q_g = 197 \cdot Q_m \cdot \exp(K_T \cdot t_{p_2}). \quad (4.62)$$

Para o uso do rotâmetro definido no item 4.6.3.1, o resultado encontrado com a Eq. (4.62) foi corrigido para considerar a escala do rotâmetro, calibrado para ar, utilizando-se a relação estabelecida pela Eq. (4.55):

$$Q_{cr} = Q_g \sqrt{\frac{288 \text{ (K)}}{T \text{ (K)}}} \cdot \sqrt{\frac{p \text{ (atm)}}{1 \text{ (atm)}}} \cdot \sqrt{\frac{44}{29}}. \quad (4.63)$$

Para o uso do gráfico da Figura 4.18, a Eq. (3.123) foi modificada para ser escrita em termos da massa de gás dissolvida na seção de injeção, por unidade de tempo, \dot{M}_g , para encontrar uma concentração \bar{C}_{G_2} em torno de 10 µg/l na seção de jusante, como

$$\dot{M}_g = C_f \cdot Q_b = Q \cdot \bar{C}_{G_2} \cdot \exp(K_T \cdot t_{p_2}). \quad (4.64)$$

Em se tratando de aplicações com o *método do pico* (ou método de injeção de curta duração do gás), a mesma Eq. (4.62), ou Eq. (4.64), serviu de base para a estimativa da vazão da injeção do gás. Contudo, consideradas as limitações da técnica químico-analítica de quantificação de traços do gás propano em água, bem como o fato de que no método do pico nenhum platô de concentração é atingido (ao

menos na seção de amostragem mais distante do ponto de injeção), a taxa obtida a partir da Eq. (4.62) foi multiplicada por um fator em torno de 5.

No método de injeção de longa duração, como também no método do pico, uma vez iniciada a injeção com a vazão escolhida, esta não mais foi alterada, uma vez que a uniformidade da vazão de injeção é mais importante do que a adoção do valor exatamente estimado.

4.6.5 Duração da Injeção e Estimativa da Quantidade de Gás Consumida

No estabelecimento da duração da injeção do gás, bem como da quantidade a ser consumida em um dado teste, considerou-se, de maneira geral, que uma baixa eficiência do dispositivo de lançamento do gás pode ser compensada por um aumento no período requerido para a sua injeção. Ainda, levou-se em conta que o período de injeção deve ser uma função do tempo de viagem (ou da extensão do trecho de teste) e da vazão do curso d'água natural, crescendo com o aumento da magnitude destas grandezas.

Nas aplicações com o *método do patamar*, a duração mínima da injeção com taxa constante do traçador gasoso, capaz de produzir um estado permanente de concentração, foi determinada a partir da estimativa do tempo da passagem pela seção de amostragem da nuvem do outro traçador, o conservativo (rodamina-WT), introduzido com "injeção instantânea".

Para a determinação do tempo de duração da passagem da nuvem do corante que teve injeção instantânea, empregou-se a relação empírica proposta por KILPATRICK et al. (1989), que relaciona o tempo da passagem da nuvem, T_{d_2} , com o tempo de ocorrência do seu pico de concentração, t_p , (Figuras 3.7 e 3.8) na forma:

$$T_{d_{2\%}} = 1,5 \cdot t_p^{0,75}, \quad (4.65)$$

com os tempos expressos em horas. Na Equação (4.65), o índice 2% presente em T_d indica que a nuvem é truncada na sua cauda no nível de 2% do valor da concentração de pico. Finalmente, para considerar ainda a necessidade de se proceder a amostragem durante o período em que se mantém o estado permanente de concentração do gás, o tempo total de duração da injeção do gás foi, então, determinado pela soma de T_d com o tempo estabelecido para a amostragem.

O conhecimento da duração aproximada da injeção do gás, em conjunto com a vazão definida pela Equação (4.62), determinaram a quantidade mínima de gás para uso em um dado teste.

4.7 Injeção do Traçador Fluorescente

O uso da rodamina-WT como substância conservativa na técnica dos traçadores gasosos, objetiva permitir a quantificação do efeito da dispersão e da diluição produzidos pelo escoamento sobre as substâncias solúveis nele lançadas.

Em conformidade com a exposição feita na seção 3.5.5.2, duas técnicas distintas foram empregadas para o lançamento da rodamina no escoamento, e são apresentadas a seguir.

4.7.1 Lançamento do Traçador Fluorescente no Método do Pico

No método que faz uso de uma injeção de curta duração do traçador gasoso para a medida de K_2 , as injeções do gás e da rodamina são feitas no mesmo ponto e no mesmo instante, tendo exatamente a mesma duração.

Para a injeção com taxa constante do traçador conservativo foi empregado um vaso de Mariotte (Figura 4.19), conforme KILPATRICK & COBB (1985), contendo uma solução concentrada de rodamina-WT (solução normalmente utilizada na concentração de 50 g/l).

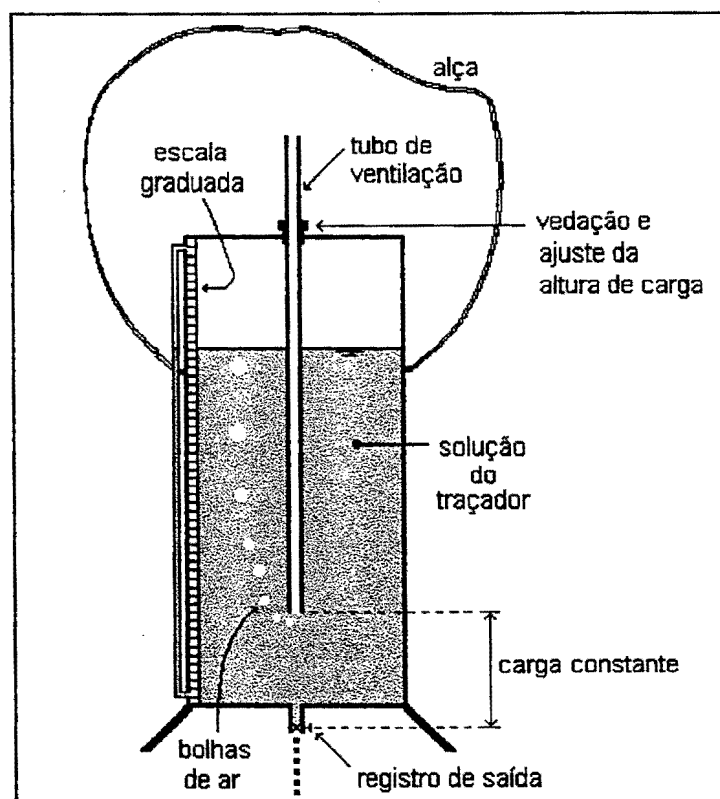


Figura 4.19 -Representação esquemática do dispositivo vaso de Mariotte, empregado na injeção da solução de rodamina-WT com taxa constante.

Quando em operação, o vaso de Mariotte permite o contacto do líquido com a atmosfera através apenas das aberturas do tubo de ventilação e da extremidade de saída da solução (Figura 4.19). A pressão atmosférica se estabelece em todo o tubo de ventilação, mantendo-se constante em sua base em contacto com o líquido no interior do frasco. Por isso, independentemente do nível do líquido acima da base do tubo de ventilação, a carga de pressão no orifício de saída do frasco é mantida constante, assegurando uma vazão de saída constante para a solução traçadora.

Para uso nos testes de campo, dois vasos de Mariotte cilíndricos foram construídos. Um maior, com capacidade total para aproximadamente 20 litros (tubo de PVC, com 188 mm de diâmetro interno e 70 cm de altura) e o outro para 5-litros (146 mm de diâmetro e 30 cm de altura). Antes de ser utilizado no campo, cada um dos vasos de Mariotte foi testado quanto às possibilidades de vazamentos e entradas inoportunas de ar. Na Figura 4.20 é apresentado o resultado de um teste conduzido com o vaso de Mariotte menor, em termos da leitura do nível do líquido pelo tempo de sua descarga, que sugere o adequado funcionamento do dispositivo quanto à constância da vazão de saída. Nos testes o líquido utilizado foi água, que por ser menos viscosa que a rodamina facilitaria a identificação das entradas de ar e vazamentos indesejáveis.

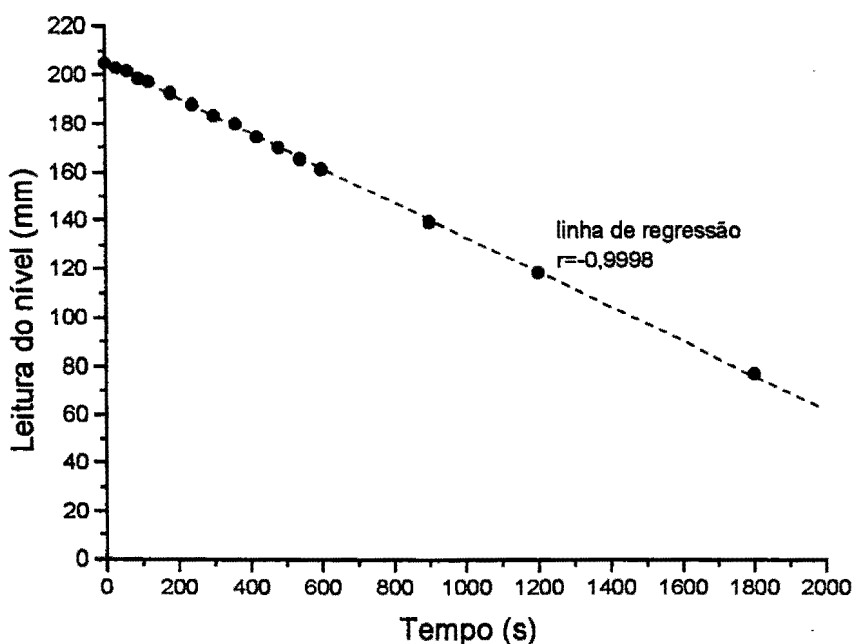


Figura 4.20 - Teste de funcionamento do vaso de Mariotte.

A taxa de injeção do traçador conservativo dependeu da concentração da solução utilizada, e foi ajustada à vazão diluidora do curso d'água na seção de amostragem, sempre considerada como a seção mais distante do ponto de lançamento. Tais cuidados se fizeram necessários para que fosse obtido um nível de concentração próximo do esperado na seção de medição, garantindo-se a sua mensuração.

Para estabelecer a taxa de trabalho em um dado teste, considerou-se a hipótese de que seria atingida uma concentração de equilíbrio na seção de medição mais próxima, a de montante. Em tais condições, pela equação do balanço de massa,

$$q_c = 6 \times 10^7 \frac{Q \cdot \bar{C}}{C_c}, \quad (4.66)$$

onde

q_c = taxa de injeção do traçador conservativo, em ml/min, admitida como sendo muito menor do que a vazão do curso d'água;

Q = vazão do curso d'água natural, em m³/s;

C_c = concentração do traçador conservativo sendo injetado, em µg/l;

\bar{C} = concentração resultante, de equilíbrio, na seção de montante, em µg/l.

Admitiu-se, para fins de definição da taxa de injeção da solução concentrada de rodamina pela Eq. (4.66), que a concentração esperada na seção de montante fosse $\bar{C} = 10 \mu\text{g/l}$. E, considerando-se a solução injetada com $C_c = 50 \times 10^6 \mu\text{g/l}$, estabeleceu-se a taxa de injeção em função da vazão do rio:

$$q_c = 12 Q, \quad (4.67)$$

com q_c em ml/min para Q em m³/s.

4.7.2 Lançamento do Traçador Conservativo no Método do Patamar

Quando se emprega o método que faz uso de uma injeção de longa duração do gás com taxa constante, realiza-se a injeção praticamente instantânea do traçador conservativo concomitantemente com o início da injeção do gás.

A quantificação do volume do traçador conservativo requerido pelo método depende da descarga do curso d'água, do comprimento do trecho sob teste, da velocidade do escoamento e da concentração de pico (máxima) esperada na seção de amostragem mais distante do ponto de lançamento, a seção de jusante. A estimativa para a quantidade de rodamina injetada foi feita com base em uma equação empírica, do tipo geral (KILPATRICK & COBB, 1985; FRENCH, 1986):

$$V_s = \phi \left(\frac{Q \cdot L}{U} \right)^\Gamma \cdot C_p \quad (4.68)$$

onde,

V_s = volume de rodamina-WT, solução 20%, em ml;

Q = vazão do escoamento (medida na seção de jusante), em m^3/s ;

L = comprimento medido desde a seção de injeção até a seção de amostragem de jusante, em m;

U = velocidade média do escoamento, em m/s;

C_p = pico de concentração na seção de amostragem de jusante, em $\mu g/l$, e

ϕ e Γ = coeficientes empíricos.

Neste trabalho foram considerados os coeficientes propostos por KILPATRICK & COBB (1985): $\phi = 1,338 \times 10^{-3}$ e $\Gamma = 1$. Assim, uma vez que na fase de planejamento se teve como alvo atingir um pico de concentração da ordem de $10 \mu g/l$ na seção de jusante, o volume V_s , em ml, foi quantificado através da relação

$$V_s = 1,338 \times 10^{-2} \left(\frac{Q \cdot L}{U} \right), \quad (4.69)$$

com QL/U em m^3 .

A rodamina-WT, em solução de 20%, é muito viscosa e adere fortemente ao recipiente que a contém. Isto exigiu alguns cuidados especiais para minimizar o efeito das perdas. Assim, antes de ser transportado ao campo, o volume V_s foi armazenado em um frasco de vidro que teve seu peso determinado em laboratório. Após a realização do teste, o frasco foi então retornado ao laboratório e novamente pesado para, por diferença, ser encontrada a massa efetivamente injetada. No campo, imediatamente antes da injeção, o conteúdo do frasco foi cuidadosamente diluído em 10 litros de água retirada do rio, utilizando-se um balde para a diluição. Antes que a solução diluída fosse entornada no rio, uma amostra de 100 ml foi retirada, para com ela se produzirem os padrões para a calibração do fluorímetro.

4.8 Amostragens

Na técnica dos traçadores gasosos para a determinação do coeficiente de reaeração de cursos de água naturais, um dos objetivos do uso do traçador conservativo é monitorar a passagem do traçador gasoso pela estação de amostragem. A "visualização" da passagem da nuvem do traçador conservativo serve de guia para a amostragem do gás, tanto no *método do pico* quanto no *método do*

patamar. Além do mais, no método do patamar essa "visualização" informa quanto ao tempo de injeção do gás efetivamente necessário para atingir o estado permanente de concentração.

Uma vez que se utiliza uma substância fluorescente como traçador, o monitoramento é feito com o uso de um fluorímetro de filtro. Nos testes, foi utilizado o fluorímetro de fluxo contínuo, modelo 10 da Turner Designs, do Laboratório de Fenômenos de Transporte, do Departamento de Hidráulica e Saneamento da Escola de Engenharia de São Carlos, alimentado por bateria de 12V. Contudo, dispondo-se de um único aparelho e sendo duas as seções de amostragem (três no caso do Ribeirão de Caldas), este foi instalado na seção de montante e seu uso, no campo, foi limitado a informar sobre a chegada da frente da nuvem do traçador.

A detecção da chegada da frente da nuvem do corante produz uma informação bastante útil por determinar quando de fato se deve dar início à amostragem. Além disso, serve como orientação para confirmar ou não todo o planejamento de amostragem, possibilitando assim, se for o caso, a realização de ajustes.

Para estabelecer um fluxo contínuo através do fluorímetro empregou-se um conjunto moto-bomba, construído artesanalmente a partir da associação de um motor de corrente contínua (motor de ventoinha de automóvel), de 12V, com uma bomba de máquina de lavar roupa doméstica (rotor aberto, com 4 palhetas plana em ângulo de 90°), conforme ilustrado na Figura 4.21.

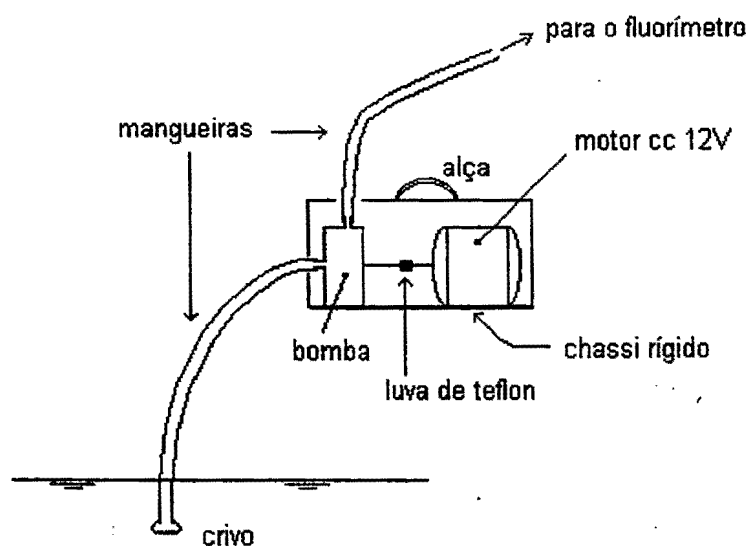


Figura 4.21 - Conjunto moto-bomba para a alimentação do fluorímetro de fluxo contínuo.

Como linhas de sucção e recalque, foram utilizadas mangueiras de polietileno de alta densidade de 1/2 polegada de diâmetro. O sistema foi testado em laboratório sob tensões de 9V e 12V, sendo os resultados mostrados na Figura 4.22; para cada uma das tensões elétricas, obtiveram-se os dados necessários para o levantamento da curva altura manométrica versus vazão, em centímetros de coluna de água e mililitros de água por segundo, respectivamente.

Conforme se nota no gráfico da Figura 4.22, o conjunto mostrou-se capaz de alimentar o fluorímetro com uma vazão da ordem de algumas dezenas de mililitros de água por segundo, desenvolvendo uma altura manométrica de aproximadamente 190 centímetros de coluna de água, quando alimentado por tensão contínua de 12V.

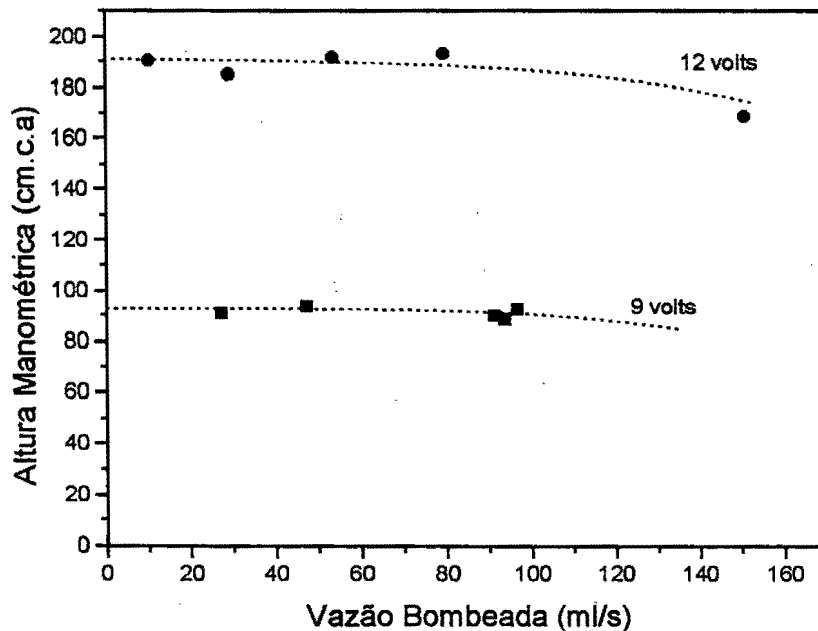


Figura 4.22 - Curvas da altura manométrica vs. vazão da bomba de alimentação do fluorímetro, para duas tensões elétricas diferentes de alimentação do motor de acionamento.

Determinações precisas das concentrações do traçador conservativo se fizeram necessárias para permitir a construção das curvas de resposta; das análises dessas curvas obtêm-se os parâmetros que entram diretamente no cálculo do coeficiente de dessorção, conforme indicam as Eqs. (3.110), (3.111) e (3.124) e de acordo com exposição feita na seção 3.5.2.2. Para isto, conjuntos discretos de

amostras foram colhidos em ambas as seções de amostragem, para posterior análise do gás e da rodamina em laboratório.

Em cada uma das seções de amostragem, independentemente do método de injeção utilizado, foram selecionados três pontos espaçados lateralmente. A posição destes pontos foi encontrada com base na descarga acumulada, de acordo com os procedimentos que foram apresentados no item 4.5.2. Por ocasião da execução dos testes, os pontos de coleta das amostras foram sinalizados com uso de cordas e elementos flutuadores.

4.8.1 Amostragem do Traçador Conservativo

Com o objetivo de permitir a construção das curvas de resposta do corante, tanto para uso com a técnica dos traçadores gasosos, quanto para a determinação do coeficiente de dispersão longitudinal do curso d'água, as concentrações da rodamina dissolvida ao longo do tempo foram obtidas para cada uma das seções de amostragem. Para isto, foram colhidos durante a passagem da nuvem do traçador 3 conjuntos de 30 amostras por ponto de amostragem, perfazendo um total de 90 amostras por seção.

As amostras foram colhidas em frascos de cor âmbar, com capacidade total aproximada de 120 ml, e armazenadas para posterior análise em laboratório. A utilização do frasco âmbar visou reduzir a possibilidade de perdas da rodamina na amostra por efeito da fotodecomposição. Para a determinação do "branco" (assim denominado o zero da escala de fluorescência), duas amostras foram ainda tomadas por ponto de amostragem antes de se iniciar o teste, buscando-se distinguir a fluorescência produzida pela água em seu estado natural. Assim, no total, obtiveram-se 96 amostras por seção.

No procedimento de obtenção discreta das amostras, os frascos foram simplesmente posicionados nos pontos previamente escolhidos e, lenta e cuidadosamente, mergulhados no escoamento, anotando-se numa planilha o tempo real em que se procedeu a coleta.

4.8.1.1 Cronograma da Amostragem do Traçador Conservativo

Na programação dos intervalos de amostragem do traçador conservativo tomou-se por base a Eq. (4.3), ou a velocidade média do escoamento, quando bem conhecida, como forma de representar de maneira aproximada a velocidade do movimento do pico ou do centro de massa da nuvem do corante em deslocamento. Correções posteriores foram às vezes feitas a partir da comparação do

tempo previsto para a chegada da nuvem do corante com aquele efetivamente informado pela detecção proporcionada pelo fluorímetro na seção de montante.

O esquema preliminarmente esboçado para a amostragem seguiu um modelo de Taylor, citado por KILPATRICK et al. (1989), que foi proposto como resultado de uma série de mais de uma centena de observações experimentais. Pelo esquema, a curva de resposta a uma injeção de curta duração é geometricamente aproximada a uma figura em forma de triângulo escaleno. Nessa aproximação, se T_d representa o tempo de duração da passagem da nuvem, o intervalo de tempo T_b transcorrido desde o momento da chegada da frente da nuvem até o instante em que é observada a formação do pico de concentração pode ser avaliado por:

$$T_b = \frac{T_{d_{10\%}}}{3} \quad (4.70)$$

Na Equação (4.70) o índice 10% de T_d indica que este tempo deve ser contado desde o instante da chegada da frente da nuvem à seção de amostragem, até o momento em que a concentração na cauda dessa nuvem atinja um valor da ordem de 10% da concentração de pico. A estimativa deste intervalo de tempo, em horas, é dada por Kilpatrick et al. como:

$$T_{d_{10\%}} = 0,7 \cdot t_p^{0,86} \quad (4.71)$$

onde t_p é o tempo de ocorrência do pico de concentração, em horas, contado desde o início da injeção. Deste modo, uma estimativa do tempo de chegada da frente da nuvem do corante ao ponto de observação, t_f , pôde ser obtida subtraindo-se de t_p o valor correspondente a 1/3 de T_d :

$$t_f = t_p - T_b = t_p - \frac{T_{d_{10\%}}}{3} \quad (4.72)$$

Nos trabalhos de campo, uma vez detectada a frente da nuvem do traçador na primeira seção de amostragem, todo o planejamento pôde ser conferido e, se necessário, corrigido também para a seção de jusante.

A partir da estimativa de T_d , o cronograma da amostragem do corante foi definido. Em função da característica assimétrica da curva de resposta, que apresenta uma frente com variação muito mais rápida da concentração, as amostras foram colhidas em intervalos mais curtos durante todo o tempo de duração T_b . Um cronograma descritivo da amostragem é apresentado na Figura 4.23. Nesta representação é sugerido que a amostragem da rodamina deva se estender até o

tempo em que se atinja 2% da concentração de pico estimada. Na prática, o tempo necessário para que no ramo de recessão da curva de resposta do traçador conservativo a concentração atingisse 2% do valor de pico, $t_{i_{2\%}}$, foi calculado como

$$t_{i_{2\%}} = t_r + T_{d_{2\%}} \quad (4.73)$$

sendo t_r o tempo de chegada da frente da nuvem, dado pela Eq. (4.72), e $T_{d_{2\%}}$ a duração da sua passagem, conforme definida pela Eq. (4.65).

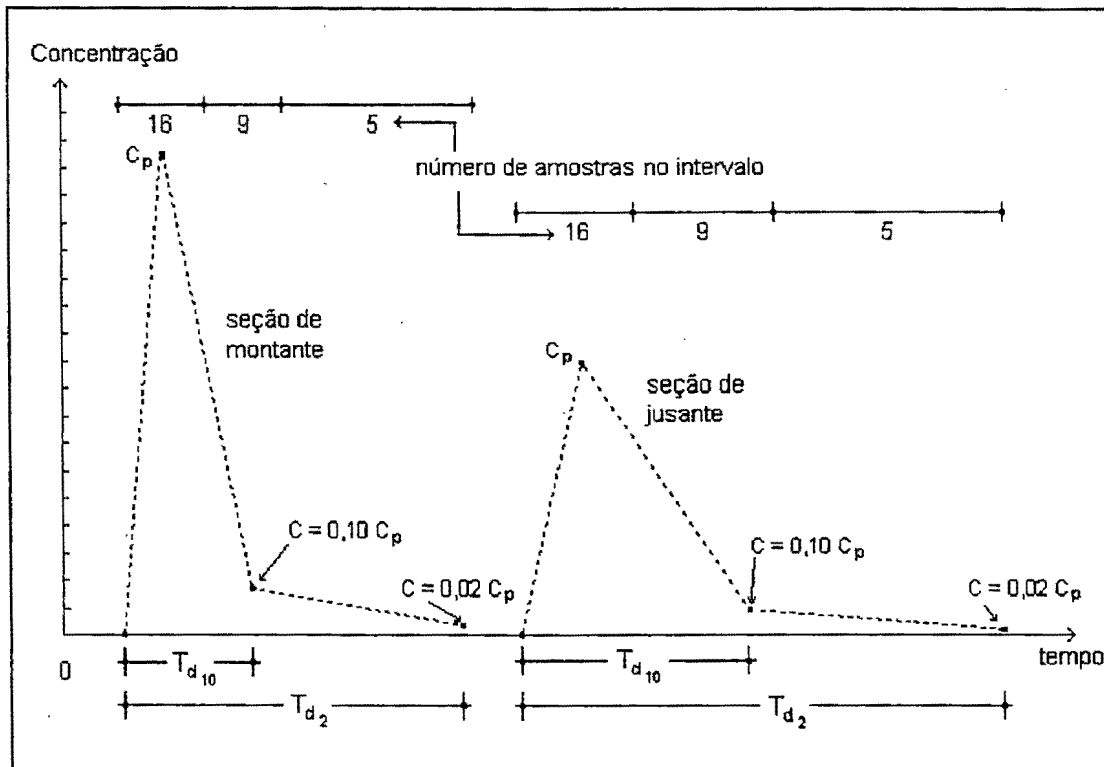


Figura 4.23 - Cronograma de amostragem, representando a maior frequência da amostragem do corante para melhor identificar o pico de concentração.

4.8.2 Amostragem do Traçador Gasoso

As amostras do traçador gasoso dissolvido no escoamento foram colhidas em pequenos frascos de vidro transparente de 60 ml, cuidadosamente selados com septos de silicone e lacres de alumínio, utilizando-se uma prensa manual. De acordo com o requerido pela técnica de análise químico-analítica de cromatografia gasosa (*head space* estático), especialmente desenvolvida para as aplicações com a técnica dos traçadores gasosos (BARBOSA, 1989), um volume equivalente a 75% da

capacidade do frasco foi preenchido com a amostra, deixando-se o espaço restante, correspondente a 25% do volume total, reservado como *head space*, ou volume livre.

4.8.2.1 Número de Amostras e Frequência da Amostragem do Traçador Gasoso

O número de amostras que foram colhidas em cada um dos três pontos de amostragem de uma dada seção dependeu do método de injeção empregado. Em qualquer caso, a curva de resposta do traçador conservativo serviu de guia para a amostragem do traçador gasoso.

Para o *método do pico*, onde os traçadores gasoso e conservativo são lançados simultaneamente no mesmo ponto do escoamento e com a mesma duração de injeção, as amostras do gás foram colhidas durante um intervalo de tempo definido de modo a permitir uma boa identificação do pico de concentração do gás. Para tal fim, o início da amostragem se deu em um instante ligeiramente inferior à ocorrência do pico (identificado pela nuvem do traçador conservativo), e prosseguiu até um instante posterior a passagem desse pico. Nos testes, um número em torno de oito amostras foram recolhidas por ponto (24 por seção), número este considerado suficiente para uma boa definição do pico de concentração do traçador gasoso.

Por outro lado, para o método que faz uso da injeção de longa duração do traçador gasoso (*método do patamar*), as amostras do gás foram coletadas somente a partir do instante em que o platô de concentração era presumivelmente atingido. No *método do patamar*, conforme ilustrado pelas Figuras 3.10 e 3.11, o instante a partir do qual se forma o platô de concentração do gás é definido pela passagem da cauda da nuvem do traçador conservativo. Na prática, como forma de definir o tempo de início da amostragem do gás, foi utilizado o tempo necessário para que no ramo de recessão da curva de resposta do traçador conservativo a concentração atingisse 2% do valor de pico, dado pela Eq.(4.73). A partir deste tempo, embora uma única amostra fosse suficiente para definir o platô, um total entre cinco e sete amostras foi colhido por ponto de amostragem, totalizando de 15 a 21 amostras por seção.

Para se estabelecer o número necessário de amostras do gás no *método do patamar* recorreu-se a considerações de natureza estatística, definindo-se um intervalo de confiança para o valor médio das concentrações em cada ponto de amostragem segundo uma *distribuição t de Student*. Segundo esta estatística, para uma amostra de distribuição normal, com média μ e desvio-padrão σ , um intervalo com nível de confiança $(1-\alpha)\%$ para μ , sendo α o nível de significância estatística, é dado por (BOX et al., 1978) como

$$(\bar{c} \pm t_{\alpha/2} \cdot s/\sqrt{n}),$$

onde \bar{c} é a média amostral baseada numa amostra aleatória de tamanho n , s é o desvio-padrão amostral e $t_{\alpha/2}$ é o percentil da *distribuição de Student* com $n-1$ graus de liberdade, para o nível $(1-\alpha)$ pretendido. De acordo com esta expressão, o erro máximo possível é fixado como

$$\text{erro} = t_{\alpha/2} \frac{s}{\sqrt{n}}. \quad (4.74)$$

Para as amostras de concentração da ordem de $10 \mu\text{g/l}$ (menor nível de concentração esperado nas condições de campo), admitiu-se um coeficiente de variação, $CV = s/\bar{c} \times 100\%$, em torno de 5% , que resultou em $s = 0,5 \mu\text{g/l}$. Com o valor do erro máximo possível fixado em $0,5 \mu\text{g/l}$ (com base nos resultados de uma análise de erro conduzida no item 4.9.2.3), o tamanho da amostra pôde ser encontrado, por tentativa, com o uso da Eq. (4.74) e de uma tabela da *distribuição de Student*. Com 90% de confiança, obteve-se:

$$\text{para } n=2 \rightarrow t_{\alpha/2}=6,314 \rightarrow \text{erro}=2,23 \mu\text{g/l}$$

$$\text{para } n=3 \rightarrow t_{\alpha/2}=2,920 \rightarrow \text{erro}=0,84 \mu\text{g/l}$$

$$\text{para } n=4 \rightarrow t_{\alpha/2}=2,353 \rightarrow \text{erro}=0,59 \mu\text{g/l}$$

$$\text{para } n=5 \rightarrow t_{\alpha/2}=2,132 \rightarrow \text{erro}=0,48 \mu\text{g/l}.$$

Conforme se nota, por estes resultados o tamanho requerido da amostra para a precisão desejada é de aproximadamente 5 unidades por ponto de amostragem.

Em cada teste, o intervalo entre uma coleta e outra do gás foi sempre adotado como constante. Para que as amostras fossem colhidas durante o tempo em que se estabeleceu o estado permanente da concentração do gás, além da necessidade de se iniciar a amostragem após o tempo $t_{d_{2\%}}$, observaram-se os limites para o intervalo de amostragem

$$\text{Intervalo de coleta} \leq \frac{\text{tempo de duração da injeção do gás} - T_{d_{2\%}}}{\text{número total de amostras}}$$

4.9 Análises das Amostras

4.9.1 Análises das Amostras de Rodamina-WT Dissolvida

Nas análises das amostras de rodamina-WT em laboratório foi utilizado o mesmo fluorímetro das operações de campo. Para permitir o uso em laboratório, o equipamento conta com acessórios para a instalação do dispositivo que emprega pequenos tubos de vidro, ou "cubetas", para as amostras individuais, em substituição ao sistema de fluxo contínuo.

O fluorímetro é uma ferramenta analítica muito sensível, que utiliza o fenômeno conhecido como fluorescência: a molécula da substância fluorescente absorve a radiação de um dado comprimento de onda e, quase instantaneamente, emite uma outra radiação de comprimento de onda mais longo (SAWYER & MCCARTY, 1978). O instrumento dá uma medida relativa da intensidade da luz emitida pela amostra, sendo essa intensidade de luz proporcional à quantidade da substância fluorescente presente na amostra.

A estrutura de um fluorímetro de filtro, contendo seus seis componentes básicos, é mostrada na Figura 4.24, conforme WILSON et al. (1986). Basicamente, a fonte de luz (lâmpada de quartzo) emite uma radiação predominantemente ultravioleta, que passa pelo filtro primário (filtro de excitação), que por sua vez transmite luz numa faixa escolhida de comprimento de onda (radiação de excitação). A radiação de excitação passa através da amostra que, então, emite uma radiação proporcional à concentração do material fluorescente presente na amostra e também proporcional à intensidade da radiação de excitação. Um dispositivo ótico dirige o feixe de luz emitido pela amostra para um detector, em ângulo de 90° com a radiação incidente, passando através de um filtro secundário (filtro de emissão), para evitar que o espalhamento da radiação de excitação atinja o detector; o filtro de emissão permite a passagem da radiação emitida pela amostra, que é específica do componente de interesse.

Para cada teste de campo com a técnica dos traçadores foram analisadas 180 ou 270 amostras, conforme tenham sido utilizadas, respectivamente, duas ou três seções de amostragem. Por seção, foram colhidas 90 amostras de rodamina-WT, sendo 30 amostras por ponto de amostragem. Antes das análises, as amostras foram acondicionadas em ambiente de temperatura controlada, para eliminar a necessidade de correção para o efeito da temperatura sobre a concentração medida. Os resultados dessas análises possibilitaram a construção das curvas de resposta referidas à passagem da nuvem do corante por cada um dos pontos de amostragem.

4.9.1.1 Calibração do Fluorímetro

Para que as leituras fornecidas pelo fluorímetro fossem convertidas em concentrações, amostras de concentrações conhecidas (padrões) foram analisadas em laboratório, permitindo a construção da curva de calibração.

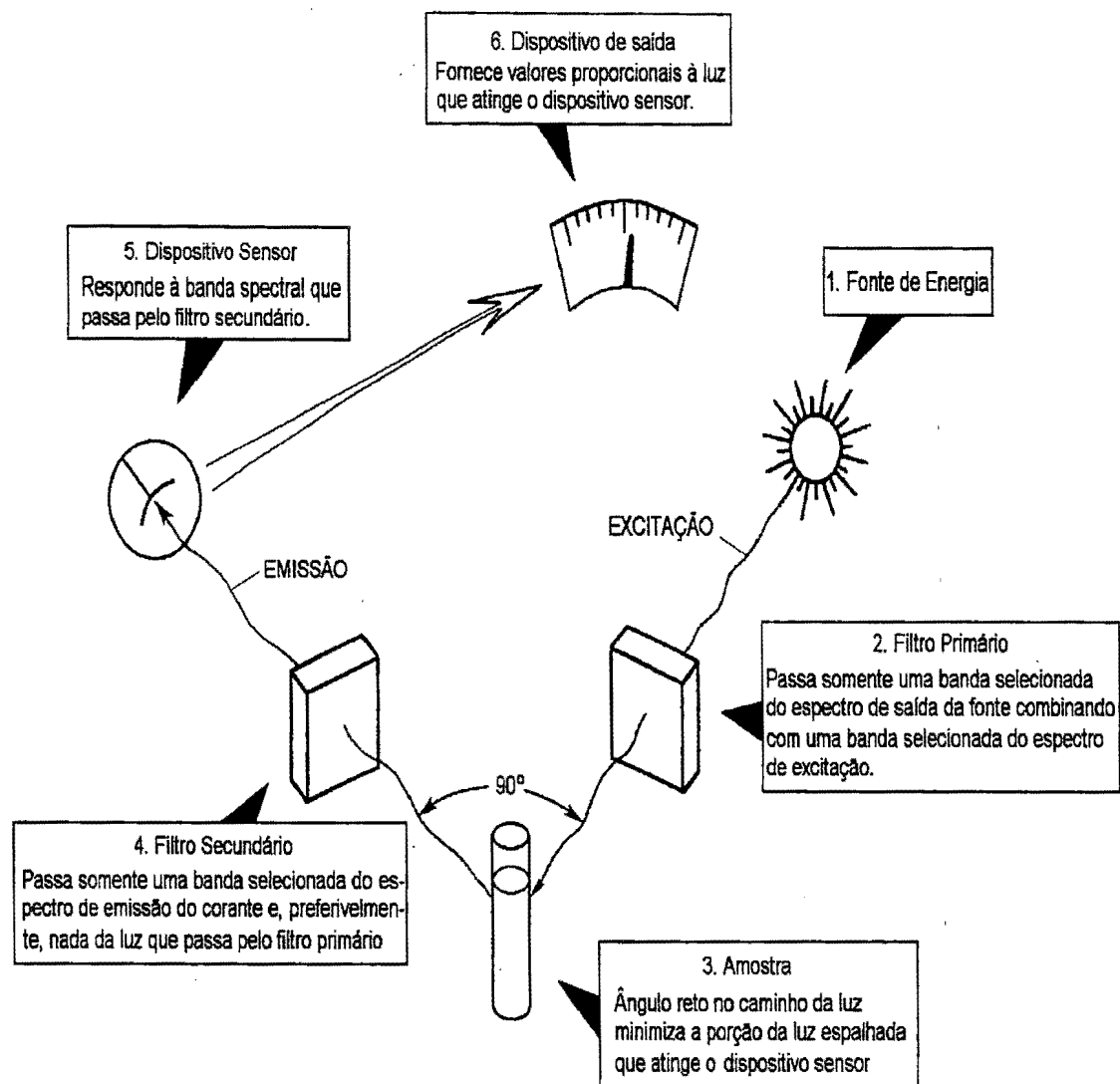


Figura 4.24 - Estrutura básica de um fluorímetro de filtro (WILSON et al., 1986).

O preparo dos padrões para a calibração do fluorímetro seguiu o procedimento de diluição em série, conforme proposto por WILSON et al. (1986), que envolve uma redução passo a passo da concentração da solução de estoque (recolhida no teste de campo) por meio de diluições conhecidas, até se atingirem as concentrações da ordem daquelas que ocorrem no curso d'água natural. Para cada passo da diluição em série, a nova concentração é dada por

$$C_{c_n} = C_{c_1} \left(\frac{V_i}{V_w + V_i} \right) \quad (4.75)$$

C_{c_n} = nova concentração após um passo
 C_{c_i} = concentração da diluição anterior;
 V_i = volume da amostra na concentração
 V_w = volume da água de diluição adicionada

Neste trabalho é utilizada a
resposta do aparelho é essencialmente linear
dos resultados de calibrações típicas, com

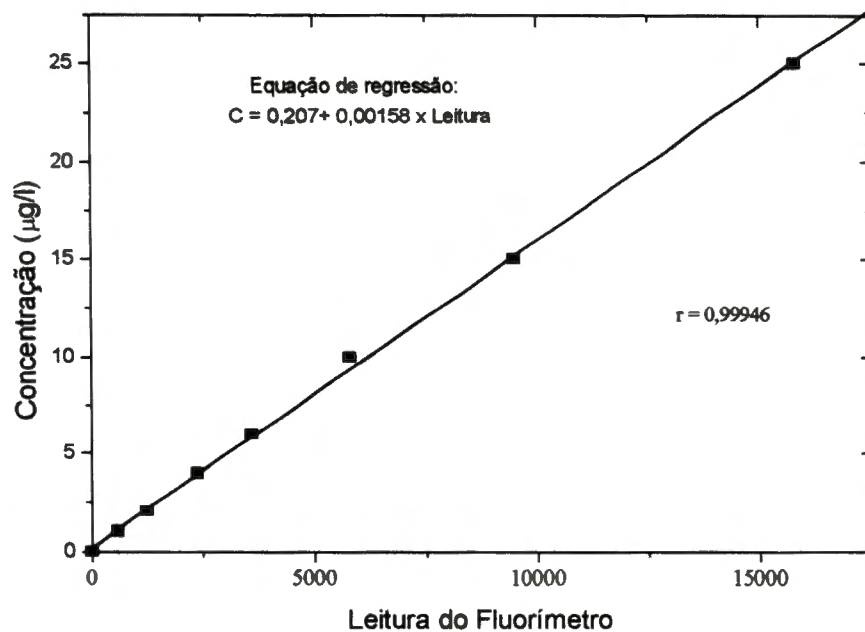


Figura 4.25- Curva de calibração típica do fluorímetro.

4.9.2 Análises das Amostras de Gás Propano Dissolvido

A técnica de análise por cromatografia gasosa foi empregada na obtenção das medidas de concentração do traçador propano gasoso. Todas as análises cromatográficas foram realizadas no Laboratório de Química do Centro de Tecnologia e Ciência da Universidade Federal de São Carlos, utilizando-se um cromatógrafo marca HP, modelo 5890, equipado com detector de *ionização de chama* e integrador processador VDC 3390A.

A coluna cromatográfica utilizada foi do tipo empacotada (ou coluna recheada analítica), de aço inoxidável, com 3 mm de diâmetro interno e 2,5 metros de comprimento. Em função das substâncias separadas, a fase estacionária da coluna

(material de enchimento) utiliza um polímero sólido e poroso comercialmente conhecido como *porapak Q*.

Como gás de arraste (fase móvel) empregou-se o nitrogênio com alto grau de pureza, enquanto o hidrogênio (especificação *FID*) e o ar sintético (*super-seco*) serviram para a produção e a manutenção da chama do detector.

O esquema básico do cromatógrafo a gás equipado com detector de ionização de chama é mostrado na Figura 4.26.

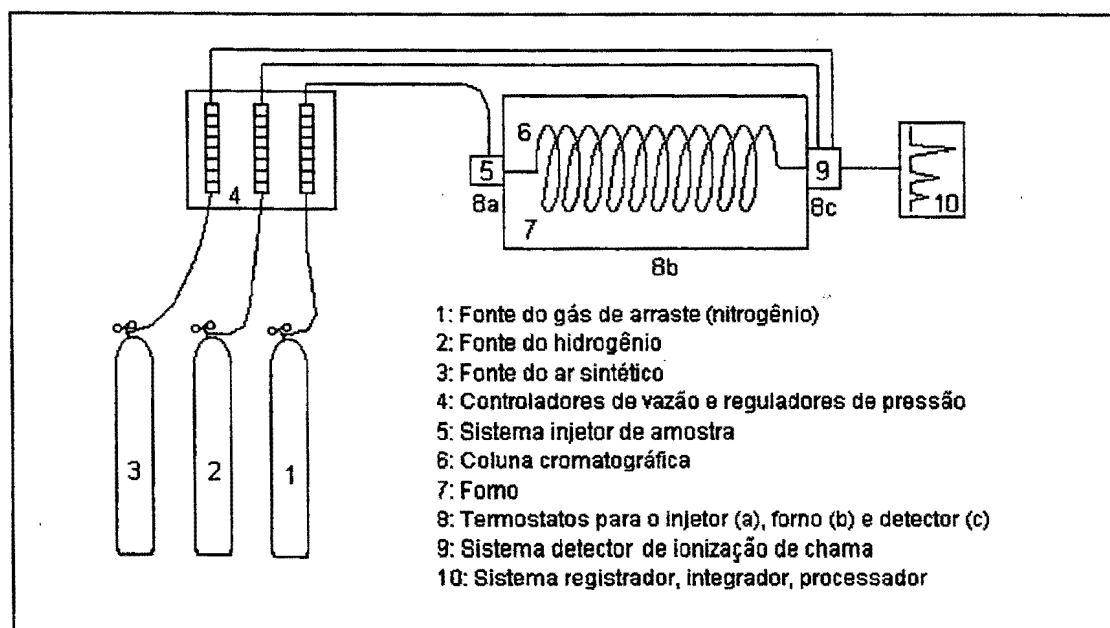


Figura 4.26- Esquema do cromatógrafo a gás (adaptado de COLLINS & BRAGA, 1987).

As condições de operação do cromatógrafo que se ajustaram bem às necessidades das análises, foram: (i) vazão do gás de arraste = 30 ml/min; (ii) vazão do hidrogênio = 30 ml/min; (iii) vazão do ar sintético = 300 ml/min; (iv) temperatura do injetor = 180°C; (v) temperatura do forno = 180°C; e (vi) temperatura do detector = 200°C.

As análises das amostras foram conduzidas a partir da técnica do *head space*, utilizando-se uma variação do método empregado por BARBOSA (1989). Para cada amostra colhida conforme item 4.8.2, em laboratório e imediatamente antes da análise, o frasco de amostragem foi agitado vigorosamente por 30 segundos, posto a repousar por pelo menos 60 segundos para, em seguida, ser retirada uma alíquota de 1 mililitro do espaço gasoso (*head space*) com a seringa cromatográfica especial do tipo *gas-tight*. Esta porção de 1 ml foi então introduzida no dispositivo injetor do

cromatógrafo, produzindo o pico do propano no registrador num tempo* da ordem de 1,5 minutos após a injeção.

O resultado fornecido pela área do pico do gás propano foi convertido na concentração do gás dissolvido a partir da curva de calibração do aparelho, construída conforme se descreve no item 4.9.2.1.

Uma análise de erro conduzida com base nas diferenças verificadas entre os volumes dos frascos de amostragem e entre os volumes das amostras, mostrou que mesmo pequenas diferenças de volume (da ordem de 1 ml) são capazes de produzir erros significativos na concentração. Por isso, as concentrações foram ainda corrigidas para levar em conta a não uniformidade dos volumes dos frascos de amostragem, bem como as diferenças nos volumes das amostras colhidas nos testes de campo. Para essas correções, o modelo matemático utilizado é dado pela Eq. (4.83), apresentada no item 4.9.2.2.

4.9.2.1 Calibração do Cromatógrafo

O resultado de cada análise cromatográfica, fornecido na forma de um cromatograma, tem a área do pico do gás propano determinada eletronicamente pelo integrador-processador. Para que os resultados em termos de áreas dos cromatogramas sejam convertidos em concentrações das amostras requer-se a construção da curva de calibração do aparelho. Para isso, empregou-se neste trabalho o *método de calibração externa*, que possibilita comparar a área do cromatograma de uma amostra de concentração desconhecida com as áreas obtidas das análises de amostras de concentrações conhecidas.

Para a construção da curva de calibração são necessários os padrões de diferentes concentrações, que se preparam na forma de soluções do gás propano em água. No preparo dos padrões obteve-se, inicialmente, uma solução concentrada de propano dissolvido em água. A partir desta solução concentrada, após uma primeira diluição, foram produzidos os padrões na forma de soluções diluídas no nível das concentrações esperadas nas condições de campo.

O preparo da solução concentrada foi feito à semelhança do método adotado por MCALIFFE (1966), conforme descrito e utilizado também por BARBOSA (1989). Em um frasco de DBO, de 300 ml de volume interno, foram introduzidos 75 ml de gás propano sob pressão atmosférica e 225 ml de água. Isto foi conseguido com o auxílio de uma cuba de vidro, na qual o frasco de DBO inicialmente cheio de água foi emborcado. Mediante a conexão do gás do cilindro

* Este é o tempo de retenção, que depende das condições de operação do cromatógrafo, particularmente da vazão do gás de arraste e temperatura do forno.

Entrada do frasco, e com um controle fino de vazão, permitiu-se a lenta expulsão do líquido até se atingir a relação de volumes desejada (Figura 4.27). Cuidou-se, inicialmente, de expulsar todo o ar presente na linha do cilindro. A operação completa realizou-se em ambiente aberto para eliminar os riscos envolvidos com o manuseio do gás potencialmente explosivo.

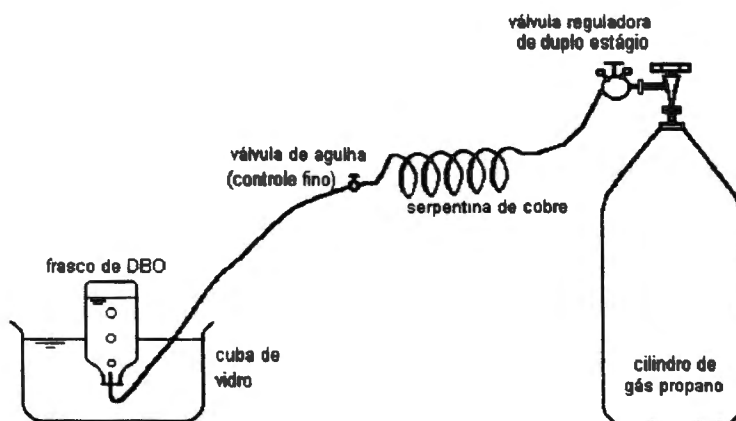


Figura 4.27 - Esquema da montagem para a obtenção da solução concentrada do gás propano.

Na seqüência, após a selagem do frasco emborcado utilizando a tampa de vidro esmerilhada, o conteúdo de gás e líquido foi agitado vigorosamente por aproximadamente 10 minutos. Findo este período, a solução produzida foi posta a repousar por outros 10 minutos, com o frasco aberto para a atmosfera para permitir o escape da porção do gás não dissolvida.

Nesta etapa, a concentração da solução concentrada é estimada com base nas leis de Dalton e de Henry, como

$$C_{SC} = \frac{P_{atm}}{H' + \frac{R \cdot T}{M_{C_3H_8}} \frac{V_{LF}}{V_{GR}}} \quad (4.76)$$

sendo

C_{SC} = concentração do gás propano dissolvido (solução concentrada);

P_{atm} = pressão atmosférica local;

H' = coeficiente da lei de Henry;

R = constante universal dos gases;

T = temperatura da absoluta da solução;

$M_{C_3H_8}$ = massa molecular do gás propano;

V_{LF} = volume da porção líquida no frasco de DBO; e

V_{GF} = volume da porção gasosa no frasco de DBO, ou volume do *head space*.

Numa condição típica de ensaio estimou-se $C_{SC} \cong 51$ mg/l, com $p_{atm} \cong 0,9$ atm; $T = 298$ K; $H' = 16$ atm.l/g; $R = 0,08205$ atm.l/(mol.K); $M_{C_3H_8} = 44$ g/mol; $V_{LF} = 225 \times 10^{-3}$ l e $V_{GF} = 75 \times 10^{-3}$ l.

A partir da solução de concentração C_{SC} fez-se a nova diluição para o preparo da solução de trabalho. Para isso, 1 ml da solução C_{SC} foi diluído em 1 litro de água. Assim, a concentração da solução de trabalho, desprezadas as perdas, foi tomada como $C_{ST} \cong 51$ µg/l. Para construir os padrões, volumes conhecidos foram extraídos da solução de trabalho com o auxílio de pipetas, para sofrer nova diluição. Nesta última etapa, a diluição foi feita diretamente no frasco de amostragem (frasco de 60 ml de volume interno), utilizando-se como água de diluição a quantidade suficiente para completar 45 ml de volume da nova solução. Assegurou-se, assim, o volume de 15 ml reservado para o *head space*.

Na Tabela 4.3 são apresentados os resultados de três diferentes diluições. Para cada razão de diluição, quatro amostras réplicas foram produzidas, o que também permitiu a análise da reprodutibilidade da técnica. Nas colunas (2) e (3) da tabela apresentam-se, respectivamente, o volume da solução de trabalho a sofrer diluição, V_d , e o volume V_w da água de diluição. A concentração da coluna (4) tem o valor esperado em face das diluições ocorridas. Na última coluna da tabela, incluem-se os resultados das análises cromatográficas, expressos em termos das áreas dos picos do propano registradas.

No procedimento de obtenção da curva de calibração, as amostras-padrão foram analisadas nas mesmas condições em que se opera o aparelho para as análises das amostras dos testes de campo. Com os cromatogramas gerados das análises correspondentes a cada uma das soluções construiu-se o gráfico das áreas contra as concentrações dos padrões. Com o uso do gráfico, ou da relação matemática entre as áreas dos cromatogramas e as concentrações, estabelecida por meio de regressão numérica, a concentração desconhecida de uma amostra pôde ser determinada.

Os gráficos de calibração, construídos com o *método de calibração externa*, apresentaram um comportamento linear, o que é característico do tipo de detector utilizado (ionização de chama) e do tamanho das amostras. Um gráfico de calibração típico é apresentado na Figura 4.28, construído com as amostras da Tabela 4.3.

Tabela 4.3 - Quantidades empregadas na construções dos padrões de calibração e resultados das análises cromatográficas.

(1) Amostra Nº	(2) V_d (ml)	(3) V_w (ml)	(4) Concentração ($\mu\text{g/l}$)	(5) Área ($\mu\text{V.s}$)
1	11,0	34,0	12,5	623 180
2	11,0	34,0	12,5	635 150
3	11,0	34,0	12,5	613 190
4	11,0	34,0	12,5	610 850
5	22,5	22,5	25,5	1 234 300
6	22,5	22,5	25,5	1 310 700
7	22,5	22,5	25,5	1 234 400
8	22,5	22,5	25,5	1 244 600
9	45,0	00,0	51,0	2 611 500
10	45,0	00,0	51,0	2 458 300
11	45,0	00,0	51,0	2 648 500
12	45,0	00,0	51,0	2 485 400

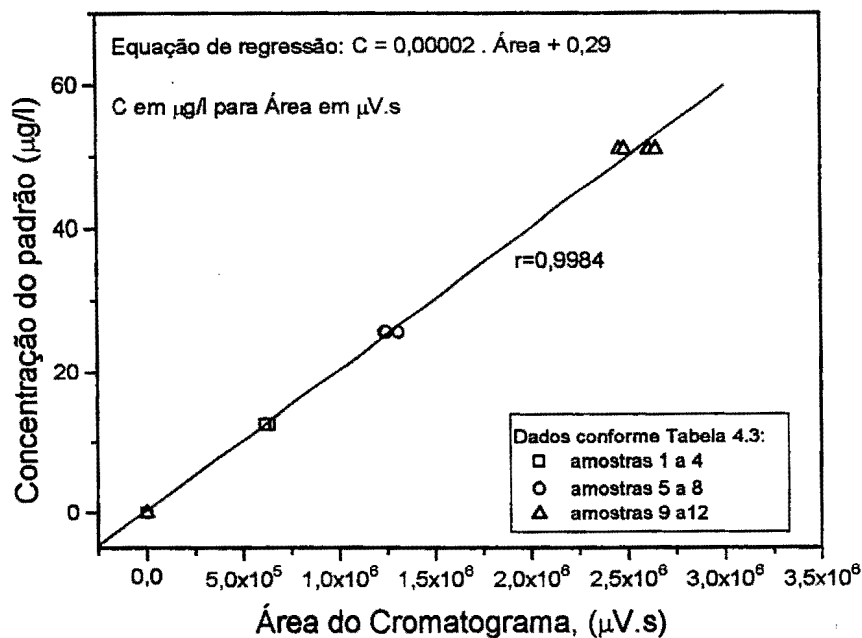


Figura 4.28 - Resultado de uma calibração externa típica do cromatógrafo a gás, com base nos resultados da Tabela 4.3.

4.9.2.2 Modelo para o Cálculo da Concentração do Gás pela Técnica *Head Space*

Apresenta-se, a seguir, um desenvolvimento que, além de fornecer a justificativa teórica para a relação linear apresentada na Figura 4.28, é utilizado na quantificação das concentrações das amostras obtidas pela técnica *head space*. Admite-se que a amostra colhida nas operações de campo tem a concentração procurada C_0 . Se esta amostra contém uma massa m_0 de gás dissolvido no volume V_L , então

$$C_0 = m_0/V_L. \quad (4.77)$$

Em laboratório, pouco antes da análise, o frasco (Figura 4.29) sofre a agitação já descrita no item 4.9.2, que leva à bipartição da quantidade m_0 ; uma parcela de m_0 , de massa m_{HS} , escapa para o espaço gasoso. Assim, em condições de equilíbrio, a concentração do gás que permanece dissolvido na água será

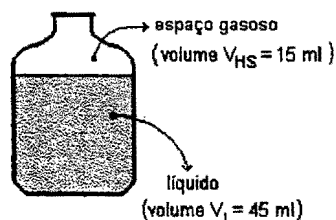
$$C_e = \frac{m_0 - m_{HS}}{V_L}. \quad (4.78)$$

Combinando-se as Eqs. (4.77) e (4.78), e para as condições de equilíbrio conforme a lei de Henry, $p = H' \cdot C_e$, obtém-se

$$C_0 = \frac{m_{HS}}{V_L} + \frac{p}{H'}. \quad (4.79)$$

Ou, utilizando-se a equação dos gases ideais,

$$C_0 = m_{HS} \cdot \left(\frac{1}{V_L} + \frac{1}{V_{HS}} \frac{RT}{H' M_{C_3H_8}} \right). \quad (4.80)$$



$$\text{volume do frasco: } V_F = V_L + V_{HS}$$

Figura 4.29 - Frasco de amostragem e volumes da amostra líquida e do espaço gasoso reservado para o *head space*.

Para o conjunto cromatográfico que opera com detector de ionização de chama, pode ser mostrado (MCNAIR, 1981; MCNAIR & BONELLI, 1969) que a *área do pico* do componente gasoso, definida pela área sob a curva de resposta do detector, é proporcional à massa do componente presente na amostra injetada. Assim,

$$m_{inj} = k_{cr} \cdot A_{cr} \quad (4.81)$$

A_{cr} = *área do pico*, ou área do cromatograma, referida ao componente gasoso sob análise;

m_{inj} = massa do componente gasoso presente na amostra introduzida no dispositivo injetor do cromatógrafo;

k_{cr} = coeficiente de proporcionalidade, que depende das condições de operação do cromatógrafo. A constância do seu valor depende da manutenção das referidas condições.

A quantidade m_{inj} é aquela que se retira com a seringa cromatográfica do espaço gasoso (*head space*) do frasco de amostragem. Então, se V_{ser} é o volume de amostra presente na seringa,

$$m_{inj} = m_{HS} \frac{V_{ser}}{V_{HS}} \quad (4.82)$$

Combinando-se as Eqs. (4.81) e (4.82) e levando o resultado à Eq. (4.80), obtém-se

$$C_0 = k_{cr} \cdot \frac{A_{cr}}{V_{ser}} \cdot \left(\frac{V_{HS}}{V_L} + \frac{RT}{H' M_{C_3H_8}} \right), \quad (4.83)$$

ou

$$C_0 = k_{cr} \cdot \varphi \cdot A_{cr}, \quad (4.84)$$

onde

$$\varphi = \frac{1}{V_{ser}} \cdot \left(\frac{V_{HS}}{V_L} + \frac{RT}{H' M_{C_3H_8}} \right). \quad (4.85)$$

Pelo exposto, se durante todo o tempo de análise forem mantidas invariáveis as condições de operação do cromatógrafo (k_{cr} = constante), a concentração que se busca determinar será proporcional à área do cromatograma. A mesma relação de proporcionalidade também poderá ser usada para outra amostra, desde que também sejam mantidos invariáveis os volumes V_{HS} , V_{ser} , V_L e a

temperatura T da amostra ($\varphi = \text{constante}$). Com efeito, o resultado expresso na forma da Eq. (4.84) é verificado pelo gráfico da Figura (4.28).

Uma combinação das Eqs. (4.77) e (4.80) mostra, ainda, que aproximadamente 91% da massa m_0 originalmente dissolvida escapa para o *head space*, após atingida as condições de equilíbrio com a agitação do frasco.

4.9.2.3 Erros Envolvidos na Quantificação de C_0

Mesmo quando as condições de operação do cromatógrafo são admitidas como invariáveis durante o tempo da realização das análises das amostras do gás, erros significativos podem estar presentes nos resultados, em função de um conjunto de outros fatores, como: (i) não uniformidade dos frascos de amostragem; (ii) diferenças nos volumes das amostras coletadas nas operações de campo, que altera a relação V_{HS}/V_L ; (iii) diferenças nos volumes injetados no cromatógrafo; e (iv) pequenas variações na temperatura da amostra.

O volume do *head space* na Eq. (4.83) é uma função direta da diferença entre o volume do frasco de amostragem, V_F , e o volume da amostra recolhida, V_L :

$$V_{HS} = V_F - V_L. \quad (4.86)$$

Assim, de acordo com as Eqs. (4.83) e (4.86), a concentração C_0 que se busca determinar é uma função do conjunto de variáveis independentes:

$$C_0 = C_0(V_{ser}, V_F, V_L, T, A_{cr}). \quad (4.87)$$

Pequenas diferenças ou imprecisões na quantificação das variáveis envolvidas introduzem erros mais ou menos significativos na concentração C_0 . Uma estimativa do erro máximo possível pode ser feita a partir de (DOEBELIN, 1983):

$$\Delta C_0 = \sum \left| \Delta i \frac{\partial C_0}{\partial i} \right| = \left| \Delta V_{ser} \frac{\partial C_0}{\partial V_{ser}} \right| + \left| \Delta V_F \frac{\partial C_0}{\partial V_F} \right| + \left| \Delta V_L \frac{\partial C_0}{\partial V_L} \right| + \left| \Delta T \frac{\partial C_0}{\partial T} \right| + \left| \Delta A_{cr} \frac{\partial C_0}{\partial A_{cr}} \right|, \quad (4.88)$$

onde a quantidade Δi é o limite do erro absoluto da variável genérica i .

Para obter uma estimativa do erro, conforme a Eq. (4.88), todas as derivadas parciais deverão ser avaliadas para valores conhecidos de V_{ser} , V_F , V_L , T e A_{cr} . Para isso são consideradas as condições típicas presentes em uma análise de uma

amostra de concentração $C_0 = 10 \mu\text{g/l}$; $V_{\text{ser}} = 1 \text{ ml}$; $V_F = 60 \text{ ml}$; $V_L = 45 \text{ ml}$; $T = 25^\circ\text{C}$ e $A_{\text{cr}} = 600.000 \mu\text{V.s}$, com $k_{\text{cr}} = 4,53 \times 10^{-8} \mu\text{g}$ por unidade de área do cromatograma, e $H' = 16 \text{ atm.l/g}$. Para estes valores típicos:

$$\frac{\partial C_0}{\partial V_{\text{ser}}} = -\frac{C_0}{V_{\text{ser}}} = -10.000 \mu\text{g/l}^2;$$

$$\frac{\partial C_0}{\partial V_F} = k_{\text{cr}} \frac{A_{\text{cr}}}{V_{\text{ser}} V_L} = 604 \mu\text{g/l}^2;$$

$$\frac{\partial C_0}{\partial V_L} = -k_{\text{cr}} \frac{A_{\text{cr}}}{V_{\text{ser}}} \cdot \frac{V_F}{V_L^2} = -805,33 \mu\text{g/l}^2;$$

$$\frac{\partial C_0}{\partial T} = k_{\text{cr}} \frac{A_{\text{cr}}}{V_{\text{ser}}} \cdot \frac{R}{H' M_{\text{C}_3\text{H}_8}} = 3,166 \times 10^{-3} \mu\text{g/(l.K)};$$

$$\frac{\partial C_0}{\partial A_{\text{cr}}} = \frac{C_0}{A_{\text{cr}}} = 1,667 \times 10^{-5} \mu\text{g/(l.unidade de área)}.$$

Para a estimativa são tomados os limites dos erros absolutos:

$$\Delta V_{\text{ser}} = 0,01 \text{ ml (menor divisão da escala da seringa } \textit{gás-tight});$$

$\Delta V_F = 0,5 \text{ ml}$ (menor divisão da escala da balança analítica utilizada na obtenção do volume do frasco de amostragem);

$$\Delta V_L = 0,2 \text{ ml (estimado como } \Delta V_F);$$

$$\Delta T = 1 \text{ K (variação máxima possível para a temperatura da amostra); e}$$

$\Delta A_{\text{cr}} = 6.000$ unidades de área (média de 1%, conforme previsto no uso da técnica cromatográfica).

Assim, o erro possível da Eq. (4.87) resulta em $\Delta C_0 = 0,48 \mu\text{g/l}$, ou

$$\frac{\Delta C_0}{C_0} \times 100\% = 4,8\%$$

Os cálculos poderiam ser feitos ainda em termos de um erro provável, que se escreve na forma

$$\Delta C_0 = \sqrt{\left(\Delta V_{\text{ser}} \frac{\partial C_0}{\partial V_{\text{ser}}}\right)^2 + \left(\Delta V_F \frac{\partial C_0}{\partial V_F}\right)^2 + \left(\Delta V_L \frac{\partial C_0}{\partial V_L}\right)^2 + \left(\Delta T \frac{\partial C_0}{\partial T}\right)^2 + \left(\Delta A_{\text{cr}} \frac{\partial C_0}{\partial A_{\text{cr}}}\right)^2} \quad (4.89)$$

Com os valores já utilizados, este novo erro resultaria em $\Delta C_0 = 0,25 \mu\text{g/l}$, ou

$$\frac{\Delta C_0}{C_0} \times 100\% = 2,5\%.$$

Portanto, os resultados anteriores mostram que o erro será possivelmente tão grande quanto 4,8%, mas provavelmente não será maior que 2,5%.

4.10 Cálculo dos Coeficientes de Reaeração e de Dispersão Longitudinal

4.10.1 Cálculo do Coeficiente de Reaeração K_2

Para se ter a medida do coeficiente de reaeração de cada um dos cursos d'água naturais estudados foram quantificados os coeficientes de dessorção do traçador gasoso, K_T . A partir do uso do valor do fator de conversão proposto por RATHBUN et al. (1978), e também confirmado por RAINWATER & HOLLEY (1983), BALES & HOLLEY (1986) e CARVALHO (1995), obteve-se o coeficiente de reaeração pela Eq. (3.98)

$$K_2 = 1,39 \cdot K_T \quad (3.98)$$

O valor de K_T que se utiliza na Eq. (3.98) representa um coeficiente médio para todo o trecho de teste e refere-se à média de três valores que são obtidos segundo cada uma das três linhas de corrente escolhidas para o teste.

Os resultados encontrados nos testes de campo foram ainda comparados com aqueles produzidos por modelos de previsão. Para isso, considerado o fato de que o coeficiente de transferência gasosa depende da temperatura, os coeficientes de reaeração foram convertidos à temperatura de 20°C, empregando-se uma transformação proveniente da Eq. (3.45), da forma

$$K_2(20) = K_2(T) \cdot \theta^{20-T} \quad (4.90)$$

No modelo da Eq. (4.90), para o coeficiente de temperatura para a reaeração adotou-se o valor $\theta=1,0241$, com base na discussão apresentada no item 3.4.2.1.

A obtenção do coeficiente de dessorção do traçador gasoso seguiu dois procedimentos distintos, conforme se utilizava o *método do pico* (injeção de curta duração do gás propano) ou o *método do patamar* (injeção de longa duração do gás propano).

4.10.1.1 Cálculo de K_2 pelo Método do Pico

No *método do pico*, de acordo com a descrição feita no item 3.5.5.2, o coeficiente de dessorção do gás propano, referido a cada uma das três linhas de corrente (aqui com índice z para referência), foi calculado com base na Eq. (3.111):

$$\begin{aligned} [K_T]_z &= \left[\frac{1}{T_p} \cdot \ln \left(\left(\frac{C_G}{C_C/R_T} \right)_1 / \left(\frac{C_G}{C_C/R_T} \right)_2 \right) \right]_z = \\ &= \left[\frac{1}{t_{p2} - t_{p1}} \cdot \ln \left(\frac{(C_G/C_C)_1 \cdot (R_T)_1}{(C_G/C_C)_2 \cdot (R_T)_2} \right) \right]_z \end{aligned} \quad (4.91)$$

sendo os índices 1 e 2 incluídos para identificar as grandezas referidas às seções de montante e jusante, respectivamente.

No *método do pico* as respostas às injeções dos traçadores gasoso e fluorescente são representadas no esquema da Figura 3.7. Assim, as quantidades C_G (concentração do traçador gasoso) e C_C (concentração do traçador fluorescente) que entram na Eq. (4.91) são determinadas em cada seção, num mesmo tempo característico. Como tempo característico, adota-se aquele correspondente à ocorrência do pico da concentração de rodamina. Este tempo, referido como t_p na Eq. (4.91), foi identificado graficamente com base na curva de resposta do traçador fluorescente.

Para levar em conta os efeitos de possíveis atenuações da concentração da rodamina, que seriam causadas por perdas por adsorção em sedimentos ou pelo incremento na vazão, o modelo da Eq. (4.91) incorpora a quantidade R_r , a razão de recuperação do traçador fluorescente, definida conforme a Eq. (3.112). Em decorrência da Eq. (3.112), a relação R_{r1}/R_{r2} fica

$$\left[\frac{(R_r)_1}{(R_r)_2} \right]_z = \left[\frac{(Q \cdot A_C)_1}{(Q \cdot A_C)_2} \right]_z, \quad (4.92)$$

com as vazões Q medidas com o uso de molinete hidrométrico e a utilização do método da meia-seção, e A_C representando a área da curva de resposta da rodamina (conforme ilustrado na Figura 3.8).

Para obter A_C , e também para melhor definir t_p e a concentração C_C correspondente, as curvas de C_C versus t foram traçadas em papel milimetrado. As áreas A_C , referidas a cada um dos três pontos de observação por seção de amostragem, foram obtidas utilizando-se a aproximação numérica da Eq. (3.113),

$$[A_c]_z = \left[\int_0^{T_d} C_c(t) dt \right]_z \cong \left[\sum_{i=1}^{i=N} C_{c_i} \Delta t \right]_z, \quad (4.93)$$

onde T_d representa o tempo total medido da passagem da nuvem do traçador pelo ponto de observação.

4.10.1.2 Cálculo de K_2 pelo Método do Patamar

Para a obtenção de K_T no *método do patamar* utilizou-se a Eq. (3.125), apresentada na seção 3.5.5.2, aqui escrita para considerar o valor associado a uma dada linha de corrente como:

$$\left[\frac{(\bar{C}_G \cdot Q)_1}{(\bar{C}_G \cdot Q)_2} \right]_z = \left[\frac{\left(\int_0^{\infty} f_n(x,t) \cdot e^{-K_T \cdot t} dt \right)_1}{\left(\int_0^{\infty} f_n(x,t) \cdot e^{-K_T \cdot t} dt \right)_2} \right]_z, \quad (4.94)$$

sendo $f_n(x,t)$ a função de resposta normalizada (injeção instantânea do traçador fluorescente) definida pela Eq. (3.115):

$$f_n(x,t) = \frac{C_c(x,t)}{\int_0^{\infty} C_c(x,t) dt} = \frac{C_c(x,t)}{A_c}. \quad (4.95)$$

Na Eq. 4.95, A_c representa a área da curva de resposta do traçador fluorescente, obtida de acordo com os procedimentos descritos anteriormente e conforme a Eq. (4.93).

Com base na Eq. (4.94), para cada linha de corrente, K_T foi obtido por tentativa e erro, empregando-se os valores medidos de \bar{C}_G , Q e $C_c = C_c(t)$ para ambas as seções de amostragem. Assim, no trecho de teste três valores de K_T foram encontrados, sendo o valor médio aplicado à Eq. (3.98) para produzir o coeficiente de reaeração procurado na temperatura de teste.

Na prática, uma vez que a forma analítica da distribuição temporal da concentração do traçador fluorescente é desconhecida, a Eq. (4.94) foi resolvida numericamente através da aproximação

$$\left[\frac{(\bar{C}_G \cdot Q)_1}{(\bar{C}_G \cdot Q)_2} \right]_z = \left[\frac{\left(\sum_{i=1}^{i=N} \frac{C_{C_i}}{A_c} \cdot e^{-K_T \cdot t_i} \Delta t \right)_1}{\left(\sum_{i=1}^{i=N} \frac{C_{C_i}}{A_c} \cdot e^{-K_T \cdot t_i} \Delta t \right)_2} \right] \quad (4.96)$$

No procedimento por tentativa e erro, o valor de K_T é pesquisado até que o segundo membro da Eq. (4.96) satisfaça a identidade. Inicia-se o procedimento a partir do resultado aproximado fornecido pela Eq. (3.124):

$$[K_T]_z = \left[\frac{1}{\bar{t}_2 - \bar{t}_1} \ln \frac{(\bar{C}_G \cdot Q)_1}{(\bar{C}_G \cdot Q)_2} \right]_z = \left[\frac{1}{T_c} \ln \frac{(\bar{C}_G \cdot Q)_1}{(\bar{C}_G \cdot Q)_2} \right]_z \quad (4.97)$$

com $T_c = \bar{t}_2 - \bar{t}_1$ representando o tempo de viagem do centróide da nuvem do traçador fluorescente entre as seções de amostragem, para cada linha de corrente. Para obter o tempo médio da passagem da nuvem do traçador fluorescente pelo ponto de observação (\bar{t}), definido conforme a Eq. (2.118), utiliza-se a aproximação da forma da Eq. (2.120):

$$[\bar{t}]_z = \left[\frac{\sum_{i=1}^{i=n} C_{C_i} t_i \Delta t}{\sum_{i=1}^{i=n} C_{C_i} \Delta t} \right]_z \quad (4.98)$$

4.10.2 Cálculo do Coeficiente de Dispersão Longitudinal E_L

Para a quantificação do coeficiente de dispersão longitudinal, com base nos resultados dos testes de campo com traçador fluorescente, foram utilizados os métodos diretos descritos na seção 2.4.6: método dos momentos, método do *routing* e método gráfico. Adicionalmente, seis fórmulas práticas foram utilizadas para comparação das previsões com os valores medidos de E_L .

4.10.2.1 Cálculo de E_L pelo Método dos Momentos

No método dos momentos, conforme a apresentação feita na seção 2.4.6.1, emprega-se um modelo decorrente da segunda lei de Fick, com condições iniciais e de contorno apropriadas, que considera uma distribuição *gaussiana* de concentração (caso em que a variância espacial da nuvem do traçador cresce

linearmente com o tempo, conforme Eq. 2.109), e que pressupõe válida a hipótese da nuvem congelada (Eq. 2.111). O modelo de cálculo é escrito na forma da Eq. (2.116),

$$E_L = \frac{U^2}{2} \cdot \frac{\sigma_{t_2}^2 - \sigma_{t_1}^2}{t_2 - t_1}, \quad (2.116)$$

onde σ_t^2 e \bar{t} são, respectivamente, a variância da distribuição temporal de concentração e o tempo de passagem da nuvem do traçador fluorescente pela estação de amostragem. Os índices "1" e "2" associam as grandezas às seções de montante e jusante, respectivamente. A velocidade média U é representada pela velocidade com que o centróide se desloca de uma seção à outra, percorrendo o trecho de comprimento $x_2 - x_1$:

$$U = \frac{x_2 - x_1}{t_2 - t_1}, \quad (4.99)$$

sendo x a coordenada longitudinal, com origem na seção de injeção.

Para cada seção de amostragem, as quantidades σ_t^2 e \bar{t} são calculadas com base nas Eqs. (2.117) e (2.118), aqui reescritas como:

$$\sigma_t^2 = \frac{\int_0^\infty (t - \bar{t})^2 C(t) dt}{\int_0^\infty C(t) dt} = \frac{\int_0^\infty t^2 C(t) dt}{\int_0^\infty C(t) dt} - (\bar{t})^2 = \frac{M_2}{M_0} - \left(\frac{M_1}{M_0}\right)^2, \quad (4.100)$$

e

$$\bar{t} = \frac{\int_0^\infty t C(t) dt}{\int_0^\infty C(t) dt} = \frac{M_1}{M_0} \quad (4.101)$$

sendo M_0 , M_1 e M_2 os momentos de ordem zero, um e dois da distribuição de concentração com relação à origem dos tempos, respectivamente.

Os dados discretos de concentração-tempo, obtidos a partir da análise das amostras colhidas durante a passagem do traçador fluorescente pelos postos de amostragem, permitiram a construção das curvas de resposta (curvas de $C(t)$ versus t). As curvas contínuas "ótimas" de interpolação pelos dados permitiram a estimação de valores da concentração em diferentes tempos, em intervalos de duração Δt convenientemente pequenos, que serviram para a realização dos cálculos dos momentos através das aproximações:

$$M_0 = \int_0^{\infty} C(t) dt \cong \sum_{i=1}^{i=N} C_i \cdot \Delta t, \quad (4.102)$$

$$M_1 = \int_0^{\infty} t C(t) dt \cong \sum_{i=1}^{i=N} t_i C_i \Delta t \quad (4.103)$$

e

$$M_2 = \int_0^{\infty} t^2 C(t) dt \cong \sum_{i=1}^{i=N} t_i^2 C_i \Delta t. \quad (4.104)$$

4.10.2.2 Cálculo de E_L pelo Método do *Routing*

No método do *routing*, o coeficiente de dispersão longitudinal é encontrado quando, a partir dos dados de concentração em uma estação de montante, é gerada a distribuição de concentração na estação de jusante que melhor se ajusta aos valores medidos. O método, descrito na seção 2.4.6.2, emprega a integral de convolução dada pela Eq. (2.124),

$$C(x_2, t) = \int_{-\infty}^{+\infty} \frac{U \cdot C(x_1, \tau)}{\sqrt{4\pi E_L (\bar{t}_2 - \bar{t}_1)}} \exp\left\{-\frac{[U(\bar{t}_2 - \bar{t}_1 - t + \tau)]^2}{4E_L (\bar{t}_2 - \bar{t}_1)}\right\} d\tau, \quad (2.124)$$

que também pressupõe válida a hipótese da nuvem congelada.

A Eq. (2.124) foi resolvida numericamente para diferentes valores de E_L com o uso de uma planilha eletrônica (Excel, versão 4.0). Para cada valor fixado para E_L foi produzida uma distribuição de valores $\hat{C}(x_2, t)$ para a comparação com a distribuição dos valores medidos de $C(x_2, t)$.

Na metodologia adotada, o valor de E_L procurado é aquele que minimiza o quadrado médio das diferenças entre valores medidos e estimados (emq = erro médio quadrado), definido como:

$$\text{emq} = \frac{\sum_{i=1}^{i=N} [\hat{C}(x_2, t) - C(x_2, t)]^2}{N}, \quad (4.105)$$

sendo N o número de leituras.

Na primeira tentativa utiliza-se o valor de E_L obtido pelo método dos momentos, seguido de outros valores maiores e menores, em sua vizinhança, cada um

deles produzindo um valor correspondente de emq . Em um gráfico de emq versus E_L são lançados os pares de valores (E_L , emq), resultantes das tentativas, e uma curva suave é esboçada através destes pontos. O valor procurado de E_L é tomado como sendo aquele correspondente ao ponto de mínimo da curva, onde $d(emq)/d(E_L) = 0$. Em geral, nos testes realizados, um mínimo de 4 e um máximo de 14 tentativas foram consideradas suficientes para definir o ponto de mínimo e, conseqüentemente, obter o coeficiente de dispersão longitudinal pelo método do *routing*.

4.10.2.3 Determinação de E_L pelo Método Gráfico de Chatwin

Como procedimento gráfico de obtenção de E_L foi adotado unicamente o método de Chatwin, descrito na seção 2.4.6.3, uma vez que tanto este método quanto o de Krenkel provêm de uma mesma formulação matemática. Ademais, o procedimento sugerido por Chatwin consegue superar as deficiências do modelo na descrição do comportamento da nuvem do traçador, cuja forma não é verdadeiramente simétrica. Devido à assimetria, as tentativas do uso do método de Krenkel quase sempre esbarraram na impossibilidade prática de uma definição razoável da inclinação da linha de melhor ajuste, conforme é requerido pelo método.

O método de Chatwin, que toma por base o modelo *gaussiano*, utiliza um ajuste dos dados de campo ao modelo linearizado através da transformação com a forma da Eq. (2.127):

$$\left[t \ln \left(\frac{k}{C\sqrt{t}} \right) \right]^{1/2} = \frac{x}{2\sqrt{E_L}} - \frac{Ut}{2\sqrt{E_L}}, \quad (2.127)$$

sendo k uma constante proporcional à quantidade do traçador sendo transportada. Assim, conhecido k , o conjunto de pares de valores de C e t , que definem a curva de resposta do traçador à distância x do ponto de injeção, permite a construção do gráfico de $\left[t \ln(k/C\sqrt{t}) \right]^{1/2}$ versus t ; neste gráfico, um valor para E_L é obtido da interseção da linha de melhor ajuste, e a velocidade U pode ser encontrada da inclinação desta linha.

Nos estudos realizados, o valor de k foi obtido a partir dos dados de C e t referidos ao pico da distribuição de concentração. Admitindo-se que o pico de concentração é atingido quando $x = U \cdot t$, k pôde ser estimado da Eq. (2.128):

$$k = C_p \sqrt{t_p}, \quad (2.128)$$

sendo t_p o tempo de ocorrência do pico e C_p a concentração correspondente, ambos os valores obtidos graficamente da curva de resposta interpolada graficamente pelos pontos experimentais.

4.10.2.4 Cálculo de E_L pelas Fórmulas Práticas

As fórmulas práticas utilizadas nas estimativas do coeficiente E_L foram aquelas descritas na seção 2.4.6.4, de McQuivey & Keefer (Eq. 2.129), Fischer (Eq. 2.133), Liu (Eq. 2.134), Beltaos (Eq. 2.138) e Vargas & Mellado (Eq. 2.142). Adicionalmente, à despeito da indicação do uso restrito da fórmula de Elder (Eq. 2.102) para a dispersão nos escoamentos da água em canais de laboratório, esta também foi utilizada nas previsões em cursos de água naturais.

Para uma comparação particular, as equações de Fischer, Liu, Beltaos e Vargas & Mellado foram escritas com a mesma forma geral, como a da equação de Fischer, do tipo

$$E_L \propto \frac{U^2 \cdot B^2}{u_* \cdot H}, \quad (4.106)$$

mas diferindo nos coeficientes de proporcionalidade; enquanto o modelo de Fischer utiliza um coeficiente constante e igual a 0,011, as equações de Liu e Beltaos procuram introduzir os efeitos do regime do escoamento e da rugosidade do canal, ao passo que o modelo híbrido de Vargas & Mellado considera um fator de forma do canal.

Para escrever a forma modificada da equação de Liu, o raio hidráulico é considerado, numa aproximação, igual à profundidade média do escoamento. Assim, com $Q = U \cdot B \cdot H$, a Eq. (2.134) é reescrita como

$$E_L = \beta_L \frac{U^2 \cdot B^2}{u_* \cdot H}, \quad (4.107)$$

sendo o coeficiente β_L dado pela Eq. 2.135:

$$\beta_L = 0,18 \left(\frac{u_*}{U} \right)^{1,5}. \quad (2.135)$$

Com o mesmo objetivo, a Eq. (2.138) de Beltaos foi reescrita como

$$E_L = 1,14 \beta_B \frac{U^2 \cdot B^2}{u_* \cdot H}, \quad (4.108)$$

Para assumir esta forma, fez-se a substituição simples do termo L_B da Eq. (2.138) pela expressão da Eq. (2.141), tomando-se um valor médio constante para o coeficiente α_B . Conforme discutido na seção 2.4.6.4.4 e visualizado na Figura 2.15, na maioria dos casos considerados o valor de α_B situou-se entre 0,48 e 1,8; assim, $\alpha_B = 1,14$ corresponde à média aritmética destes limites. Complementarmente, para fins de cálculo com o uso da Eq. (4.108), β_B foi avaliado pelo gráfico da Figura 2.16 em termos do adimensional u_* / U .

Finalmente, com as mesmas considerações feitas para a fórmula de Liu, o modelo proposto por Vargas & Mellado (Eq. 2.142) foi reescrito como

$$E_L = \beta_{VM} \frac{U^2 \cdot B^2}{u_* \cdot H}, \quad (4.109)$$

com β_{VM} dado pela Eq. (2.143),

$$\beta_{VM} = 7,3867 \left(\frac{B}{R_H} \right)^{-1,8558} \quad (2.143)$$

e com o raio hidráulico tomado, numa aproximação, como sendo igual à profundidade média do escoamento.

5 RESULTADOS

Neste capítulo são apresentados os resultados dos estudos de campo desenvolvidos para a determinação do coeficiente de reaeração e do coeficiente de dispersão longitudinal. Para estes estudos foram escolhidos trechos do Ribeirão da Laranja Azeda, Ribeirão do Feijão e Rio Jacaré-Guaçu, na região do município de São Carlos (SP), além de dois trechos do Ribeirão de Caldas, na zona urbana do município de Poços de Caldas (MG).

Nas medidas do coeficiente de reaeração foram empregadas as metodologias descritas como *método do pico* e *método do patamar*. Com o *método do pico* realizaram-se dois testes: um no Ribeirão da Laranja Azeda (26/04/94) e outro no Ribeirão de Caldas (30/08/94). Nos demais testes adotou-se o *método do patamar* para K_2 : Ribeirão da Laranja Azeda (21/06/94 e 06/03/95), Ribeirão do Feijão (16/05/94 e 11/04/95), Rio Jacaré-Guaçu (20/04/94) e Ribeirão de Caldas (21/03/95 e 27/06/95).

Nos trabalhos de campo para a determinação do coeficiente de reaeração, como forma de minimizar o consumo do gás propano, foi empregada a metodologia alternativa, descrita no capítulo 4, que faz uso do sistema de pré-dissolução do gás. Em apenas um teste, no Rio Jacaré-Guaçu (20/04/94), foi adotada a metodologia de injeção do gás do tipo convencional, utilizando-se domos difusores porosos.

Os valores de K_2 obtidos nos testes de campo pelos métodos *do pico* e *do patamar* foram convertidos à temperatura de referência de 20°C. Com isso permitiu-se a análise adequada do efeito das variações das outras grandezas intervenientes sobre o coeficiente de reaeração. Para levar em conta o efeito da temperatura sobre K_2 , a equação de correção utilizada é do tipo da Eq. (3.45), com $\theta = 1,0241$.

Os resultados dos estudos nos cursos d'água naturais da região de São Carlos foram empregados para produzir um modelo que relaciona K_2 com parâmetros físicos e hidráulicos característicos dos corpos d'água ensaiados. Para isto, em cada teste, também foram determinadas as características médias dos trechos, da largura na superfície, profundidade, declividade da linha d'água, velocidade média e vazão.

Os dados de campo obtidos com o traçador fluorescente, que serviram para a quantificação do coeficiente de reaeração, também foram utilizados para a determinação do coeficiente de dispersão longitudinal. Complementarmente, três outros testes foram conduzidos exclusivamente para a obtenção de E_L : Ribeirão da Laranja Azeda (09/11/93), Ribeirão do Feijão (22/10/93) e Rio Jacaré-Guaçu (17/08/94).

Os conjuntos de dados de campo que se apresentam a seguir são divididos em dois grupos: um primeiro para a quantificação de K_2 (seção 5.1) e outro para E_L (seção 5.5).

5.1 Estudos de Campo para a Obtenção do Coeficiente de Reaeração

Nesta seção são apresentados os resultados dos estudos realizados nos cursos d'água naturais da região de São Carlos (SP) e no canal urbano de Poços de Caldas (MG). Estes estudos permitiram a implementação do uso da técnica que faz a injeção do gás propano, para simular o comportamento do oxigênio, juntamente com a substância fluorescente rodamina-WT, como traçador para fornecer as informações da diluição e da dispersão produzidas pelo escoamento.

Além de uma descrição geral de cada região em estudo, dados básicos relativos ao planejamento preliminar também são apresentados como forma de justificar o comprimento de trecho adotado, as quantidades de traçadores gastas em cada teste e os intervalos adotados para as amostragens. Para alguns casos, foram comparadas as previsões dos tempos característicos das curvas de resposta dos traçadores com os valores observados.

Como forma de avaliar o desempenho da técnica de injeção do gás traçador, desenvolvida neste trabalho, apresentam-se os resultados para a eficiência estimada da absorção do gás propano. Esta eficiência, ϵ_i , dada pela razão da quantidade de gás absorvida pela quantidade injetada, é uma medida percentual da capacidade do sistema de injeção dissolver o gás no curso d'água natural. Em uma notação matemática,

$$\epsilon_i = \frac{\dot{m}}{\dot{m}_i} \times 100\%, \quad (5.1)$$

onde \dot{m} e \dot{m}_i são, respectivamente, as taxas de absorção e de injeção na seção em que se faz o lançamento do gás.

A estimativa da taxa de absorção \dot{m} é feita a partir da medida da taxa de transporte de massa do propano na seção de amostragem de montante, $(\bar{C}_G \cdot Q)_1$,

acrescendo-se à esta quantidade o montante que é perdido pela dessorção que ocorre no trecho de mistura, que se estende desde a seção de injeção até a primeira seção de amostragem. Para quantificar esta segunda parcela, estima-se o coeficiente de dessorção no trecho de mistura. Assim, utilizando-se numa aproximação o modelo da Eq. (3.123), escreve-se

$$\dot{m} = (\bar{C}_G \cdot Q)_1 \cdot \exp \left[(K_T)_e \cdot \frac{x_1 - x_i}{U_{i-1}} \right] = (\bar{C}_G \cdot Q)_1 \cdot \exp \left[(K_T)_e \cdot \bar{t}_1 \right] \quad (5.2)$$

onde $x_1 - x_i$ é a distância que separa as estações de injeção e de amostragem de montante (comprimento do trecho reservado para mistura), U_{i-1} é velocidade média neste trecho, \bar{t}_1 é o tempo da ocorrência do centróide da nuvem do traçador fluorescente na seção de amostragem de montante e $(K_T)_e$ é o coeficiente de dessorção do propano, estimado para o trecho de mistura.

Para a quantificação da taxa de injeção, \dot{m}_i , foi feita a determinação do peso do cilindro de gás antes e após o teste. Assim, com base ainda no tempo de injeção devidamente cronometrado, calculou-se \dot{m}_i pelo quociente da diferença de peso pelo tempo de injeção do gás.

Em se tratando da obtenção de K_2 nos cursos d'água estudados, a apresentação a seguir considera as duas metodologias utilizadas, quais sejam, o *método do pico* e o *método do patamar*.

5.1.1 Medidas de K_2 no Ribeirão da Laranja Azeda

Foram realizados três testes com a técnica dos traçadores gasosos no trecho do Ribeirão da Laranja Azeda, pertencente à bacia hidrográfica do Ribeirão do Feijão, localizado entre os meridianos $47^\circ 48' 45''$ e $47^\circ 52' 30''$ de longitude oeste e os paralelos $22^\circ 5'$ e $22^\circ 7' 30''$ de latitude sul, conforme se mostra na Figura 5.1. No primeiro teste, em 26/04/94, empregou-se o *método do pico*, enquanto os demais foram feitos com o *método do patamar*, sendo um em 21/06/94 e outro em 06/03/95. Em todos os testes as seções de amostragem dos traçadores foram praticamente mantidas em posições fixas, mas os postos de injeção foram modificados conforme é indicado na Figura 5.1.

Para o teste de 26/04/94, o ponto de injeção foi escolhido numa seção localizada imediatamente a jusante da confluência dos córregos São José e do Monjolinho (ou Macacos), que formam o Ribeirão da Laranja Azeda. As duas seções retas de amostragem foram fixadas às distâncias de 670 m e 1860 m da seção de injeção, estabelecendo um trecho de teste de 1190 metros de extensão.

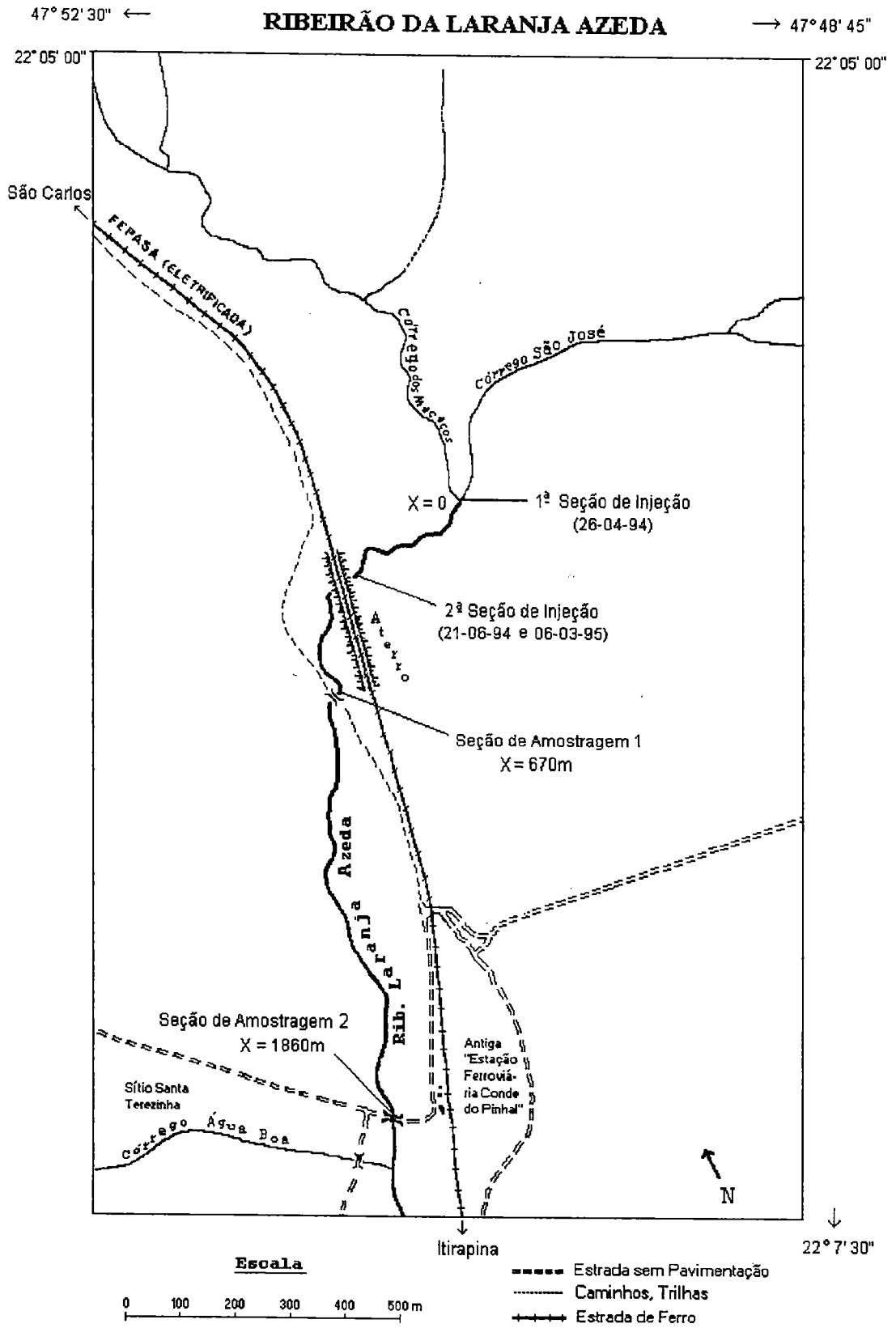


Figura 5.1 - Ribeirão da Laranja Azeda: trecho de estudo.

Nos testes de 21/06/94 e 06/03/95 a seção de injeção foi relocada, em virtude das dificuldades encontradas com o transporte dos equipamentos e, também, pela boa característica de mistura proporcionada pelo escoamento. A sua nova posição foi fixada a 350 metros a jusante da primeira. No teste de 21/06/94 foram rigorosamente mantidas as posições das duas seções de amostragem: a primeira, agora, a 320 m do ponto de injeção e a segunda a 1510 m daquele ponto. Entretanto, em 06/03/95, a presença de um enxame de abelhas forçou o deslocamento da primeira seção de amostragem de aproximadamente 20 metros para jusante, encurtando o trecho de teste que passou a ter 1170 m de extensão. No que segue, as seções de amostragem são sempre referidas no texto como seções 1 (montante) e 2 (jusante).

As características físicas do curso d'água na região de estudo foram obtidas a partir de medidas de campo. Para a declividade do trecho foi executado um levantamento altimétrico que forneceu a diferença entre as cotas topográficas da linha d'água nas seções extremas. O comprimento do trecho foi determinado com o uso de uma trena, fazendo-se o caminhamento por dentro do curso d'água. Para os 1190 metros de comprimento medidos, a diferença de nível encontrada foi de 3,149 m, o que produziu a declividade entre as seções extremas de 2,65 m/km.

Ainda para a declividade, constatou-se que o valor encontrado no cálculo com as medidas diretas de campo é apenas 5% menor do que aquele que se obtém a partir de mapa topográfico; nesta comparação, utilizou-se um mapa com escala 1:10.000, com curvas de nível de 5 em 5 metros.

Para o planejamento dos estudos, geralmente na véspera do teste, foram determinadas as vazões nas seções de injeção e de amostragens dos traçadores, segundo os procedimentos que foram descritos no item 4.5.1. Esses dados preliminares, obtidos por batimetria e pelo uso de molinete hidrométrico, foram processados na noite anterior ao teste, sempre utilizando o método da meia-seção. Os gráficos da vazão acumulada lateralmente a partir da margem esquerda do curso d'água, em função da distância a esta margem, foram utilizados para a obtenção das coordenadas tanto do ponto de injeção dos traçadores quanto dos pontos de amostragem em cada uma das duas seções escolhidas. Estes pontos foram sinalizados utilizando-se marcações sobre cordas transversalmente esticadas em cada seção reta. Detalhes sobre estes procedimentos, comuns a todos os testes, são apresentados na seção 4.5.2.

Antes de dar início às injeções do gás e da rodamina, amostras foram colhidas em cada um dos pontos de amostragem para a referência de fundo, denominadas "branco", dos aparelhos analíticos. Após o teste, todas as amostras acondicionadas em seus respectivos frascos foram retornadas ao laboratório e

mantidas à temperatura constante. No dia posterior ao do teste analisaram-se as amostras do gás e da rodamina.

Descrivem-se a seguir cada um destes testes juntamente com um resumo das operações de cálculo dos coeficientes de reaeração correspondentes.

5.1.1.1 Medida de K_2 no Ribeirão da Laranja Azeda em 26/04/94 com o Uso do Método do Pico

O primeiro teste de reaeração realizado no Ribeirão da Laranja Azeda deu-se no dia 26/04/94. As injeções simultâneas do gás propano e da rodamina-WT tiveram início às 11:08 h e prosseguiram por 32 minutos. A rodamina foi injetada com uma taxa de 7,32 ml/min, perfazendo um total de 234,4 ml de solução na concentração de 50,5 g/l. O gás propano foi injetado numa taxa de 16 g/min.

Para a injeção da solução de rodamina-WT utilizou-se um vaso de Mariotte que foi apoiado em um suporte metálico (tripé) fixo no leito do canal. Para a injeção do gás propano foi utilizado o sistema moto-bomba descrito na seção 4.6 e que encontra-se esquematicamente representado na Figura 4.5.

Em cada uma das duas seções escolhidas para as amostragens, em três pontos distintos, foram colhidas as amostras do gás e da rodamina para posterior análise em laboratório. Por ponto de amostragem, foram colhidas 30 amostras para o traçador fluorescente e 10 amostras para o gás propano. Assim, no teste completo foram obtidas 180 amostras de rodamina-WT e 60 amostras de gás propano dissolvidos em água.

Um resumo das características das seções de injeção e amostragem dos traçadores é apresentado na Tabela 5.1. Estes resultados serviram para o planejamento das injeções e para o estabelecimento do cronograma das amostragens.

Tabela 5.1 - Características das seções de injeção e de amostragem dos traçadores utilizadas no planejamento do teste no Ribeirão da Laranja Azeda em 26/04/94.

Seção	Vazão Q (m ³ /s)	Área A (m ²)	Largura B (m)	Profundidade H=A/B (m)	Velocidade U=Q/A (m/s)
injeção	0,60	1,53	1,70	0,90	0,39
1	0,70	2,00	5,70	0,35	0,35
2	0,70	1,68	4,20	0,40	0,42

A coleta de amostras para o traçador fluorescente teve início às 11:29 horas na seção 1 e prosseguiu até às 12:40 horas. Na seção 2, a coleta foi iniciada às 12:13 h e terminou às 14:18 h. Para o traçador gasoso, pelo fato de que o objetivo era apenas medir o pico da concentração do gás, os períodos de coleta das amostras foram limitados: para a seção 1, das 11:34 h às 12:02 h e, para a seção 2, das 12:28 h às 13:14 h.

A equipe de trabalho que atuou nas operações de campo foi constituída de seis profissionais. Para os procedimentos de injeção contou-se, em princípio, com dois operadores. Contudo, posteriormente, apenas um foi mantido nesta seção para o monitoramento da pressão do cilindro do gás, do funcionamento do frasco de Mariotte e para as medidas da temperatura da água do escoamento.

Dada a mais rápida passagem da nuvem traçadora pela primeira seção, para uma boa definição do ramo de ascensão da curva de resposta e para melhor identificar o pico de concentração, exigiu-se que a amostragem da rodamina se fizesse em intervalos de meio minuto. Por isto, contou-se com três operadores nesta seção: dois para a coleta manual das amostras e um para as anotações em caderneta dos tempos de amostragem. Na segunda seção, em função da passagem mais lenta da nuvem dos traçadores, apenas dois operadores foram necessários para a execução das tarefas.

Os resultados das análises das amostras em laboratório são mostrados na Figura 5.2 na forma de três gráficos, cada um deles contendo as respostas segundo uma determinada linha de corrente. Os números "1" e "2" de cada gráfico distinguem as seções de amostragem, enquanto as letras "A", "B" e "C" indicam cada uma das três linhas de corrente, respectivamente, mais próxima à margem esquerda, central e mais próxima à margem direita.

Na Figura 5.2 observa-se, nitidamente, que cada curva de resposta do traçador fluorescente apresentou dois picos. Embora em cursos de água naturais esta forma de resposta possa ser decorrente do efeito de zonas mortas, o mesmo fenômeno não foi verificado nos outros testes que foram conduzidos no mesmo trecho. Por isso, neste estudo, creditou-se o fenômeno observado a um provável problema ocorrido durante a injeção da rodamina, que teria sido causado pelo entupimento do orifício de saída do vaso de Mariotte. A sustentar esta hipótese está o fato de que, no presente teste, para o controle da vazão de saída do vaso de Mariotte foi utilizada uma válvula de agulha. O diminuto diâmetro da válvula, aliado à viscosidade da solução teria, então, provocado a obstrução momentânea da saída do líquido.

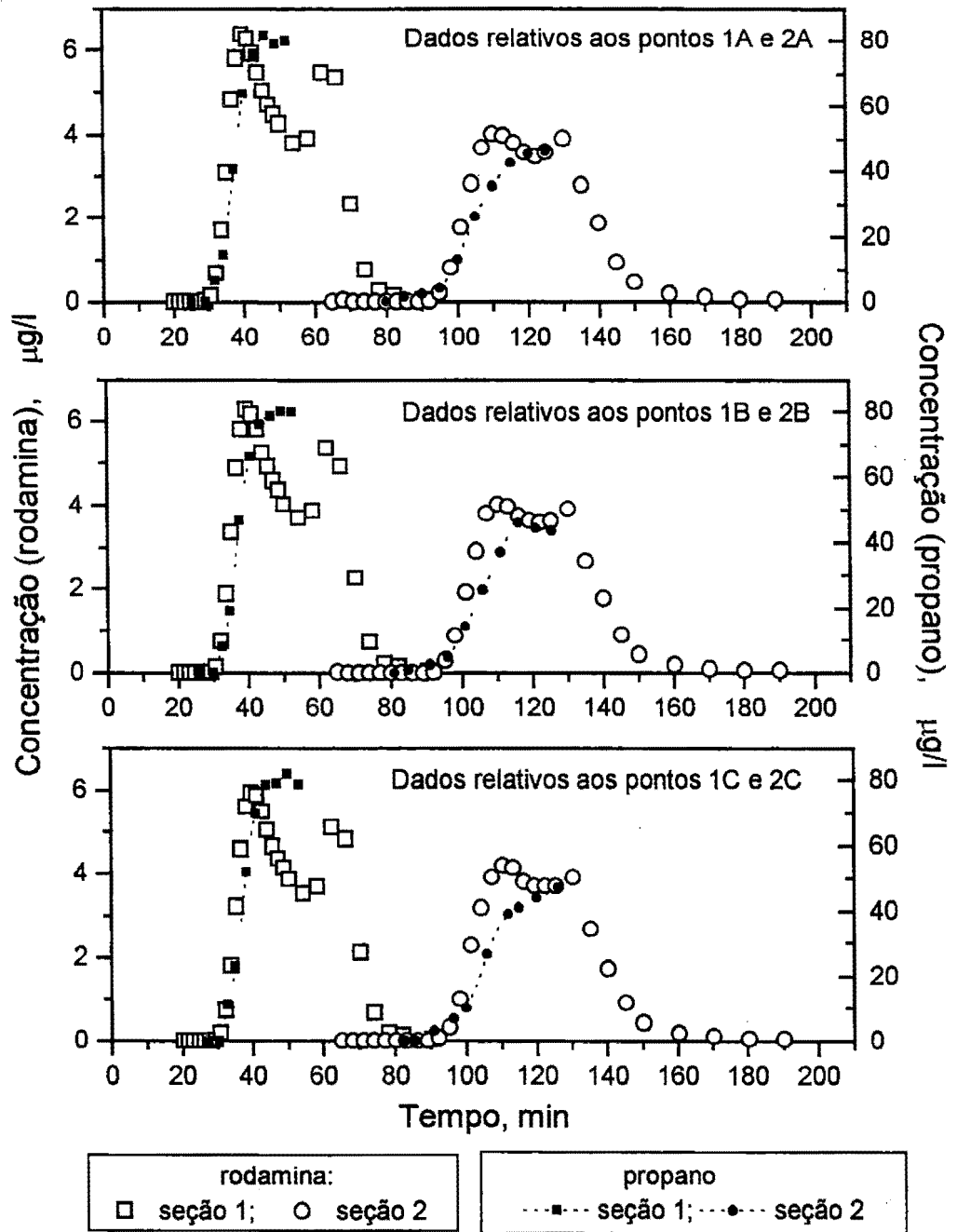


Figura 5.2 - Curvas de resposta da rodamina e do gás propano referidas a cada uma das três linhas de corrente, e para cada uma das duas seções de amostragem. (Ribeirão da Laranja Azeda, teste em 26 de abril de 1994 - Método do pico: injeções simultâneas do gás e da rodamina por 32 minutos).

As áreas das curvas de resposta do traçador fluorescente (curvas de concentração-tempo) foram determinadas a partir do esquema de integração numérica da Eq. (4.93). Os valores medidos foram lançados em papel milimetrado e cada curva de resposta foi traçada separadamente, na forma de uma curva suave através destes valores. No cálculo com a Eq. (4.93) foram adotados intervalos de tempo suficientemente pequenos, de modo a definir adequadamente a forma e, por conseguinte, a área da curva de resposta. Estas áreas, os tempos de ocorrência dos picos e as concentrações do gás propano correspondentes são mostrados na Tabela 5.2. Os valores desta tabela foram utilizados no cálculo do coeficiente de reaeração, conforme item 4.10.1.1. Os elementos de cálculo de K_2 são apresentados resumidamente na Tabela 5.3.

Tabela 5.2 - Propriedades das curvas de concentração-tempo para o cálculo do coeficiente de reaeração superficial. Teste no Ribeirão da Laranja Azeda em 26/04/94.

	Posição no Escoamento	A_c (Eq. 4.93) (min.µg/l)	t_p (min)	$(C_G)_{ref}$ (µg/l)	$(C_C)_{pico}$ (µg/l)
Seção 1	1 A	182,84	40,0	64,2	6,5
	1 B	177,43	40,2	64,5	6,3
	1 C	169,62	40,5	67,8	6,0
	Média:	176,63	40,4	65,5	6,27
Seção 2	2 A	153,33	110,0	35,7	4,1
	2 B	154,96	110,0	34,7	4,1
	2 C	158,59	111,0	37,8	4,2
	Média:	155,63	110,33	36,1	4,13

Tabela 5.3 - Propriedades médias do trecho de teste e elementos para o cálculo dos coeficientes de desorção do traçador gasoso e de reaeração. Teste no Ribeirão da Laranja Azeda em 26/04/94.

Posição (Linha de corrente)	$T_p = t_{p_2} - t_{p_1}$ (min)	Velocidade Média $U = (x_2 - x_1)/T_p$ (m/s)	$(R_r)_1/(R_r)_2$ (Eq. 4.92)	K_T (Eq. 4.91) (min ⁻¹)	K_2 (Eq. 3.99) (dia ⁻¹)
A	70,0	0,283	1,192	0,00431	
B	69,8	0,284	1,145	0,00467	
C	70,5	0,281	1,070	0,00419	
Média	70,1	0,283	1,136	0,00439	8,79

Temperatura do escoamento: $T = 22^\circ\text{C}$

Coeficiente de reaeração a 20°C (Eq. 4.90): $K_2(20) = 8,38 \text{ dia}^{-1}$

No *método do pico* o cálculo do coeficiente de desorção do gás propano é feito pela Eq. (4.91). Para o uso desta equação, tendo em conta a anomalia atribuída à injeção da rodamina, foram considerados os tempos referidos ao primeiro pico de concentração do traçador fluorescente (t_p na Tabela 5.2). Em consequência, as concentrações do gás que se empregam na Eq. (4.91) são aquelas correspondentes a estes mesmos tempos.

5.1.1.2 Medidas de K_2 no Ribeirão da Laranja Azeda em 21/06/94 com o Uso do Método do Patamar

No estudo feito com o método do patamar em 21 de junho de 1994, o trecho de medida de K_2 foi o mesmo empregado em 26/04/94, mas a seção de injeção foi alterada de acordo com o já exposto no item 5.1.1 e mostrado na Figura 5.1.

Às 11:14 h da manhã do dia 21 de junho, 76,5 gramas de rodamina-WT, solução 20%, diluídos em aproximadamente 10 litros de água em um balde, foram liberados instantaneamente em um ponto da seção de injeção sobre a linha de corrente central, onde $\Delta Q/Q=50\%$. Neste mesmo instante, teve início uma injeção contínua do gás propano, utilizando-se o dispositivo moto-bomba de pré-dissolução. Para que fosse atingido o estado permanente de concentração do gás nas duas estações de amostragens, a injeção prolongou-se por 2 horas e 21 minutos; neste período, manteve-se a injeção com uma taxa constante de 682 gramas de C_3H_8 por hora, perfazendo um total injetado de 1.450 g do gás.

Para o planeamento do teste, foram utilizados dados para o trecho estimados com base em resultados colhidos nas seções retas, conforme apresentado na Tabela 5.4, e em medidas preliminares de vazão. A partir destas medidas foram determinadas as posições de amostragem em cada uma das três estações, bem como o ponto de injeção dos traçadores, seguindo os procedimentos descritos na seção 4.5.2. No teste de reaeração do dia 21, nas operações de campo foi utilizada a mesma equipe e a mesma distribuição do pessoal do teste do dia 26/04/94.

Tabela 5.4 - Características das seções de injeção e de amostragem dos traçadores, de acordo com medidas preliminares no Ribeirão da Laranja Azeda, utilizadas no planeamento do teste.

Seção	Vazão Q (m ³ /s)	Área A (m ²)	Largura B (m)	Profundidade H=A/B (m)	Velocidade U=Q/A (m/s)
injeção	0,50	1,67	3,00	0,56	0,30
1	0,50	1,47	5,50	0,27	0,34
2	0,50	1,67	4,10	0,41	0,30

Na primeira seção, a amostragem para a rodamina-WT foi iniciada às 11:24 h do dia 21. Devido à passagem mais rápida da nuvem do traçador fluorescente pela estação 1, a amostragem se fez ali, inicialmente, em intervalos de 0,5 minuto, buscando-se a melhor definição do ramo de ascensão da curva de resposta. O encerramento da amostragem nesta seção deu-se às 12:06 h, com a coleta de um total de 90 amostras. A primeira amostra do gás na seção 1 foi colhida às 12:15 h e, a partir desta, a cada 5 minutos foram colhidas novas amostras, até perfazer o total de 5 amostras por ponto de amostragem, atingindo 15 amostras na seção para o gás propano.

A amostragem do traçador fluorescente na seção 2 foi iniciada às 12:14 h e prosseguiu até às 14:15 h. Para o gás, na seção 2 a primeira amostra foi colhida às 14:14 h. Do mesmo modo que na seção 1, um total de 5 amostras do gás, por ponto, foram colhidas em intervalos de 5 minutos, perfazendo 15 amostras na seção.

Os resultados das análises das amostras do gás e da rodamina são apresentados na Figura 5.3, que ilustra a concentração do gás e a variação da concentração da rodamina ao longo do tempo nas duas estações, 1 e 2, segundo as três diferentes linhas de corrente, A, B e C. A forma e as áreas das curvas de resposta do traçador fluorescente indicam excelentes condições de mistura na primeira seção de amostragem, mostrando a adequabilidade da aplicação de um modelo unidimensional mesmo com o encurtamento do trecho de mistura.

Ao final dos trabalhos de campo com os traçadores, foram feitas as medidas de vazão em cada uma das seções de injeção e amostragem. Os resultados destas medidas encontram-se na Tabela 5.5. Comparado-se as Tabelas 5.4 e 5.5 notam-se ligeiras discrepâncias entre os valores utilizados no planejamento e aqueles efetivamente observados no dia do teste.

Tabela 5.5 - Características das seções de injeção e de amostragem dos traçadores, de acordo com medidas realizadas no Ribeirão da Laranja Azeda em 21/06/94.

Seção	Vazão Q (m ³ /s)	Área A (m ²)	Largura B (m)	Profundidade H=A/B (m)	Velocidade U=Q/A (m/s)
injeção	0,45	1,39	2,40	0,58	0,32
1	0,52	1,69	5,40	0,31	0,31
2	0,52	1,54	3,90	0,39	0,34

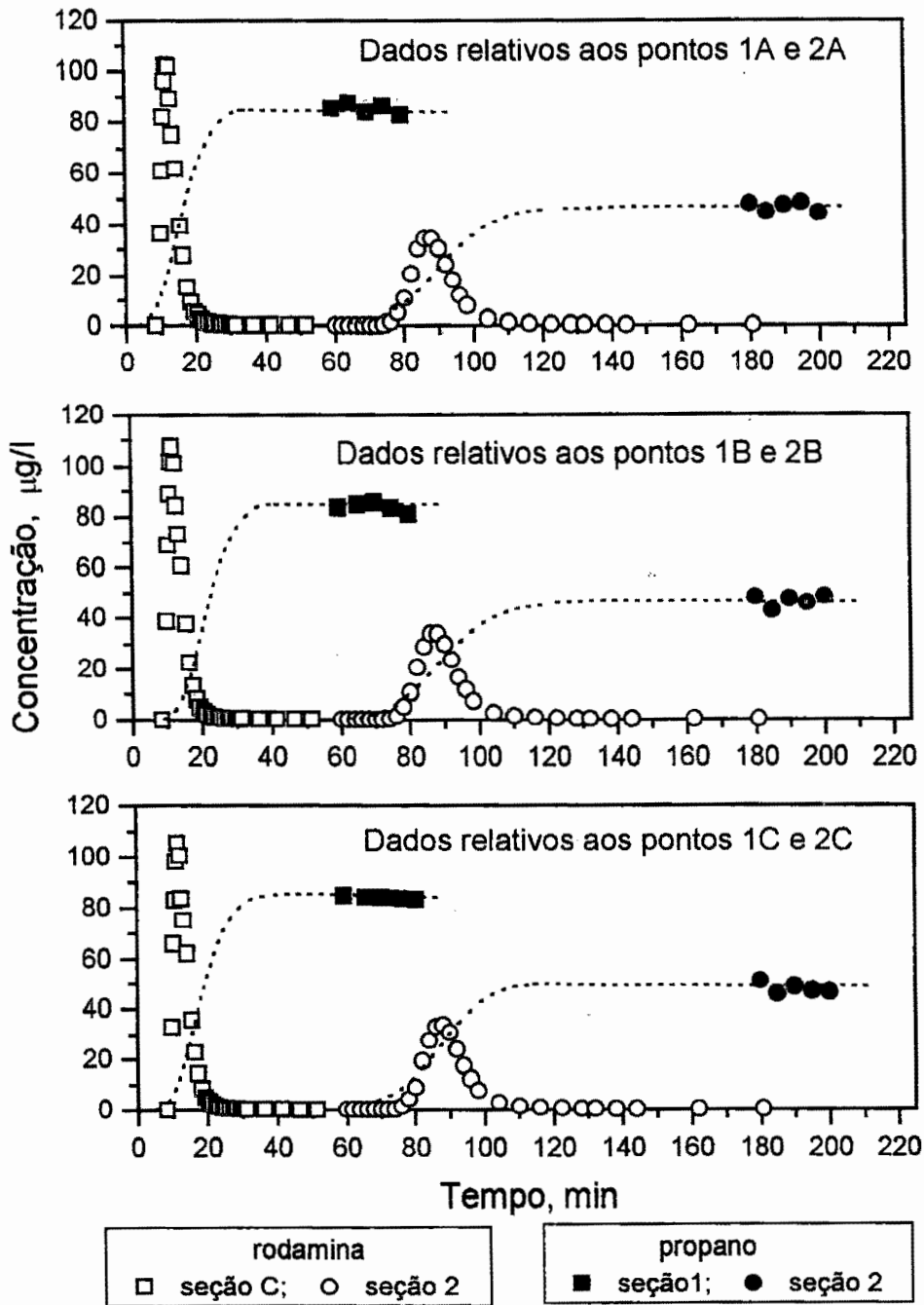


Figura 5.3 - Valores medidos das concentrações da rodamina e do gás propano dissolvidos em cada uma das seções de amostragem e ao longo de três diferentes linhas de corrente (Ribeirão da Laranja Azeda, teste em 21 de junho de 1994 - *método do patamar*: injeção do gás por 2 horas e 21 minutos).

Um resumo dos resultados do teste de campo que entram no cálculo de K_T pela Eq. (4.97) é apresentado na Tabela 5.6. Na tabela, juntamente com o valor médio de cinco concentrações medidas (concentração do patamar do gás) é incluída uma medida de incerteza, na forma do desvio-padrão. Os resultados dos cálculos de K_T e K_2 , para cada um dos trechos, são apresentados resumidamente na Tabela 5.7.

Tabela 5.6 - Propriedades das curvas de resposta, tempos de ocorrência do centróide da nuvem do traçador fluorescente e valores das concentrações médias do gás propano. (Ribeirão da Laranja Azeda, 21/06/94).

Posição no Escoamento (linha de corrente)	seção 1			seção 2		
	A_c (min×µg/l)	\bar{t}_1 (min)	$\bar{C}_G \pm s$ (µg/l)	A_c (min×µg/l)	\bar{t}_2 (min)	$\bar{C}_G \pm s$ (µg/l)
A	526,44	13,61	85,0±1,8	517,53	91,84	46,6±1,7
B	525,12	13,41	83,4±1,6	509,75	91,15	46,6±2,1
C	509,43	13,61	84,0±0,5	504,54	91,40	47,8±1,9

Tabela 5.7 - Propriedades médias do trecho de teste e elementos para o cálculo dos coeficientes de dessorção do traçador gasoso e de reeração. Teste no Ribeirão da Laranja Azeda em 21/06/94.

Posição (Linha de corrente)	$T_c = \bar{t}_2 - \bar{t}_1$ (min)	$U = \frac{(x_2 - x_1)}{T_c}$ (m/s)	$\frac{(\bar{C}_G Q)_1}{(\bar{C}_G Q)_2}$	K_T (Eq. 4.97) (min ⁻¹)	K_T (Eq. 4.94) (min ⁻¹)	K_2 (Eq. 3.98) (dia ⁻¹)
A	78,24	0,25	1,8170	0,007633	0,007694	
B	77,74	0,26	1,7828	0,007485	0,007437	
C	77,79	0,25	1,7505	0,007241	0,007197	
Média	77,92	0,25	1,7834	0,007453	0,007443	14,90

Temperatura média do escoamento: $T = 19^\circ\text{C}$

Coeficiente de reeração a 20°C (Eq. 4.90): $K_2(20) = 15,26 \text{ dia}^{-1}$

5.1.1.2.1 Observações Quanto ao Planejamento das Amostragens

Um exame nos dados apresentados na Figura 5.3 mostra que o período de injeção do gás foi excessivamente grande e que a amostragem do gás poderia ter sido antecipada em meia hora na seção 1 e em uma hora na seção 2. Como no *método do patamar* o início da amostragem do gás coincide com o final da amostragem do traçador fluorescente, os trabalhos de campo seriam assim simplificados.

Uma análise da qualidade do planejamento pode ser feita comparando-se os tempos característicos das curvas de resposta, que foram estimados conforme item 4.8.1.1, com aqueles efetivamente observados no teste de campo. Para esta comparação, na Tabela 5.8 são apresentados os valores previstos e observados decorrentes de uma injeção instantânea da substância traçadora. Por simplicidade de exposição, são levados em conta apenas os tempos obtidos segundo a linha de corrente central do escoamento (linha de corrente B, onde $\Delta Q/Q = 50\%$).

As previsões contidas na Tabela 5.8 são utilizadas na construção das curvas de resposta aproximadamente triangulares mostradas na Figura 5.4, onde também são lançados os valores medidos segundo a linha de corrente central.

Tabela 5.8 - Comparação entre os valores previstos e observados de tempos característicos das curvas de resposta, utilizados no planejamento da amostragem dos traçadores (Ribeirão da Laranja Azeda, 21/06/94).

Descrição	Tempo Previsto (min)		Tempo Observado (min)	
	seção 1	seção 2	seção 1	seção 2
$t_p = \Delta x/V_p$	18	84	12	87
$T_{d_{10\%}}$ (Eq. 4.71)	15	56	9,2	31
T_b (Eq. 4.70)	5	19	3,5	15
t_r (Eq. 4.72)	13	65	8,5	72
$T_{d_{2\%}}$ (Eq. 4.65)	36	116	12,5	44
$t_{2\%}$ (Eq. 4.73)	49	181	21	116

Cumprir destacar que, nas previsões, os cronogramas de amostragem são baseados em uma estimativa da velocidade média, referida ao deslocamento do pico da nuvem do traçador. Para este trabalho utilizou-se um valor para a velocidade média igual a 0,30 m/s, apoiando-se nos resultados obtidos das medidas de vazão com o uso de molinete hidrométrico (Tabela 5.4). Este valor adotado no planejamento para a velocidade de deslocamento do pico da nuvem do traçador fluorescente

equivale a, praticamente, 1,2 vezes a velocidade que, de fato, foi observada nos ensaios de campo.

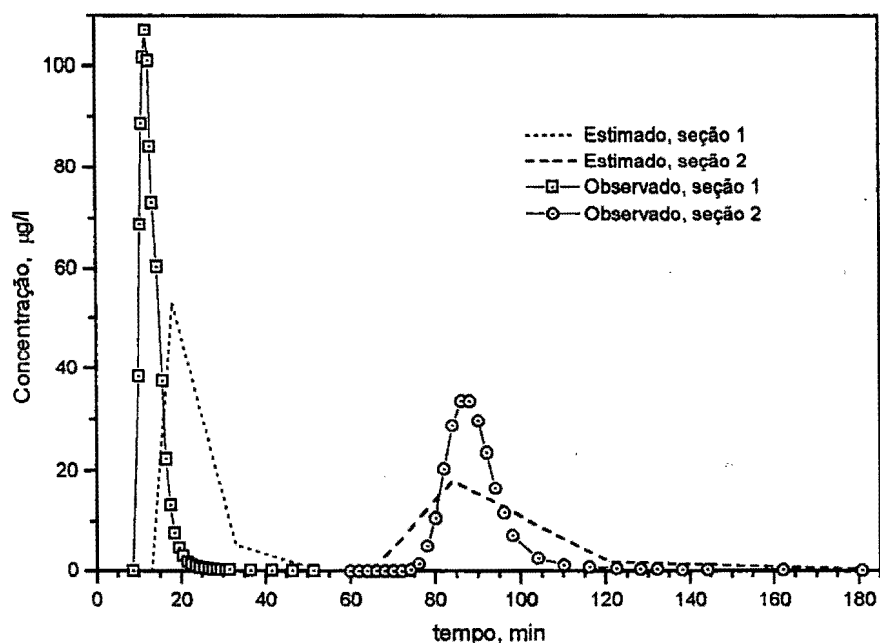


Figura 5.4 - Curvas de resposta esperadas de acordo com planejamento (previsão=linhas pontilhadas) e concentrações efetivamente observadas em cada uma das seções de amostragem (Teste no Ribeirão da Laranja Azeda, em 21/06/1994).

5.1.1.2.2 Estimativa da Eficiência da Injeção do Gás

A eficiência da injeção do gás, ε_i , é definida pela razão da massa de gás absorvida (\dot{m}_0) pela massa total injetada (\dot{m}_i), conforme a Eq. (5.1),

$$\varepsilon_i = \frac{\dot{m}_0}{\dot{m}_i} \times 100\%.$$

Para uma estimativa de \dot{m}_0 , utiliza-se a Eq. (5.2),

$$\dot{m}_0 = (\bar{C}_G \cdot Q)_1 \times \exp \left[(K_T)_G \cdot \bar{t}_1 \right].$$

No cálculo, considera-se o resultado da concentração média do patamar do gás atingido na seção de amostragem de montante e, numa aproximação, admite-se que o coeficiente de dessorção do gás propano no trecho de mistura seja igual àquele

medido no teste. Assim, com a vazão medida na seção 1 e com o tempo de ocorrência do centróide da nuvem de rodamina nesta seção, obtém-se

$$\begin{aligned}\dot{m}_0 &= (\bar{C}_G \cdot Q)_1 \times \exp \left[(K_T)_e \cdot \bar{t}_1 \right] = \\ &= 84,13 \times 10^{-6} \text{ g/l} \times 520 \text{ l/s} \cdot \exp \left(7,45 \times 10^{-3} \times 13,54 \right) = 48,38 \text{ mg/s}.\end{aligned}$$

A taxa de injeção do gás, a partir dos valores medidos da massa injetada e do tempo de injeção, é calculada como

$$\dot{m}_1 = \frac{1450 \text{ g}}{141 \text{ min} \times 60 \text{ s/min}} = 171,4 \text{ mg/s}.$$

Assim, a eficiência estimada na injeção resulta em

$$\varepsilon_i = \frac{\dot{m}_0}{\dot{m}_1} = \frac{48,38}{171,4} \times 100\% \cong 28\%,$$

que é um resultado bem superior ao normalmente encontrado com o método tradicional de injeção que utiliza difusores porosos.

5.1.1.3 Medida de K_2 no Ribeirão da Laranja Azeda em 06/03/95 com o Uso do Método do Patamar

Neste terceiro estudo para a medida do coeficiente de reaeração no Ribeirão da Laranja Azeda a seção de injeção foi a mesma utilizada no teste anterior, mas a primeira estação de amostragem foi deslocada para jusante, encurtando o trecho de teste em aproximadamente 20 metros (Figura 5.1).

O teste de reaeração deu-se no dia 06 de março de 1995, com a injeção instantânea, às 11:45 h, em um ponto sobre a linha de corrente central, de 156,5 gramas de rodamina-WT, solução 20%, diluídos em aproximadamente 10 litros de água em um balde. Também neste instante teve início a injeção contínua do gás propano, com o uso do sistema descrito no item 4.6.1. Objetivando atingir um estado permanente da concentração do gás, a injeção prolongou-se por 2 horas, mantendo-se com uma taxa constante de 485 gramas de C_3H_8 por hora, perfazendo um total injetado de 970 g do gás.

Para o planejamento do teste, foram utilizados dados para o trecho estimados com base em resultados colhidos nas seções retas, conforme apresentado na Tabela 5.9, e em medidas preliminares de vazão. A partir destas medidas foram determinadas as posições de amostragem em cada uma das três estações, bem como o ponto de injeção dos traçadores, seguindo os procedimentos descritos na seção 4.5.2. No teste de reaeração do dia 06/03/95, nos trabalhos de campo, contou-se com uma equipe composta de oito profissionais, fixando-se três em cada uma das estações de amostragem.

Tabela 5.9 - Características das seções de injeção e de amostragem dos traçadores, de acordo com medidas preliminares no Ribeirão da Laranja Azeda, utilizadas no planejamento do teste.

Seção	Vazão Q (m ³ /s)	Área A (m ²)	Largura B (m)	Profundidade H=A/B (m)	Velocidade U=Q/A (m/s)
injeção	1,01	2,50	3,20	0,78	0,40
1	1,15	2,97	4,50	0,66	0,39
2	1,20	2,38	4,30	0,55	0,50

Na primeira seção, a amostragem para a rodamina-WT foi iniciada às 11:51 h do dia 6/3. A rápida passagem da nuvem do traçador fluorescente pela estação 1 e a necessidade de garantir uma boa definição do ramo de ascensão da curva de resposta, exigiu que a amostragem se fizesse inicialmente em intervalos de 0,5 minuto. O encerramento da amostragem nesta seção deu-se às 12:24 h. A primeira amostra do gás na seção 1 foi colhida às 12:25 h e, a partir desta, a cada 5 minutos foram colhidas novas amostras, até perfazer o total de 5 amostras por ponto de amostragem.

A amostragem do traçador fluorescente na seção 2 foi iniciada às 12:40 h, prosseguindo até às 13:53h. Para o gás, na seção 2, a primeira amostra foi colhida às 13:44 h. Do mesmo modo que na seção 1, foram colhidas cinco amostras do gás, por ponto, em intervalos de 5 minutos. No total, foram colhidas 30 amostras do gás e 180 amostras de rodamina-WT, que foram conduzidas ao laboratório para posterior análise.

Os resultados das análises das amostras do gás e da rodamina são apresentados na Figura 5.5, em gráficos da concentração em função do tempo, para as estações 1 e 2 e segundo as três diferentes linhas de corrente, A, B e C. Como no teste anterior, a forma e as áreas das curvas de resposta do traçador fluorescente

indicam excelentes condições de mistura na primeira seção de amostragem, mesmo tendo sido a vazão mais do que duplicada.

No teste de reaeração do dia 06/03/95, referências do nível d'água mostraram que a vazão se manteve inalterada e, por isso, os valores da Tabela 5.9 utilizados no planejamento do teste foram também empregados nos cálculos.

O resumo dos resultados do teste de campo, que entram no cálculo de K_T pela Eq. (4.97), é apresentado na Tabela 5.10. Nesta, para cada ponto de amostragem, juntamente com o valor médio das cinco concentrações medidas (concentração do patamar do gás) é incluída a medida da incerteza na forma da estimativa do desvio-padrão s . Os resultados dos cálculos de K_T e K_2 para cada um dos trechos são apresentados resumidamente na Tabela 5.11.

Tabela 5.10 - Propriedades das curvas de resposta, tempos de ocorrência do centróide da nuvem do traçador fluorescente e valores das concentrações médias do gás propano. (Ribeirão da Laranja Azeda, 06/03/95).

Posição no Escoamento (linha de corrente)	seção 1			seção 2		
	A_c (min×µg/l)	\bar{t}_1 (min)	$\bar{C}_g \pm s$ (µg/l)	A_c (min×µg/l)	\bar{t}_2 (min)	$\bar{C}_g \pm s$ (µg/l)
A	482,75	14,06	34,7±0,5	424,20	73,43	23,2±1,0
B	473,01	13,93	34,2±1,7	425,48	73,22	23,4±0,6
C	449,51	14,08	35,5±0,9	418,09	73,35	22,7±0,8

Tabela 5.11 - Propriedades médias do trecho de teste e elementos para o cálculo dos coeficientes de desorção do traçador gasoso e de reaeração. Teste no Ribeirão da Laranja Azeda em 06/03/95.

Posição (Linha de corrente)	$T_c = \bar{t}_2 - \bar{t}_1$ (min)	$U = \frac{(x_2 - x_1)}{T_c}$ (m/s)	$\frac{(\bar{C}_g Q)_1}{(\bar{C}_g Q)_2}$	K_T (Eq. 4.97) (min ⁻¹)	K_T (Eq. 4.94) (min ⁻¹)	K_2 (Eq. 3.99) (dia ⁻¹)
A	59,37	0,33	1,43337	0,006065	0,006084	
B	59,29	0,33	1,40064	0,005682	0,005700	
C	59,27	0,33	1,49872	0,006827	0,006852	
Média	59,31	0,33	1,44424	0,006191	0,006212	12,43

Temperatura média do escoamento: $T = 24^\circ\text{C}$

Coefficiente de reaeração a 20°C (Eq. 4.90): $K_2(20) = 11,30 \text{ dia}^{-1}$

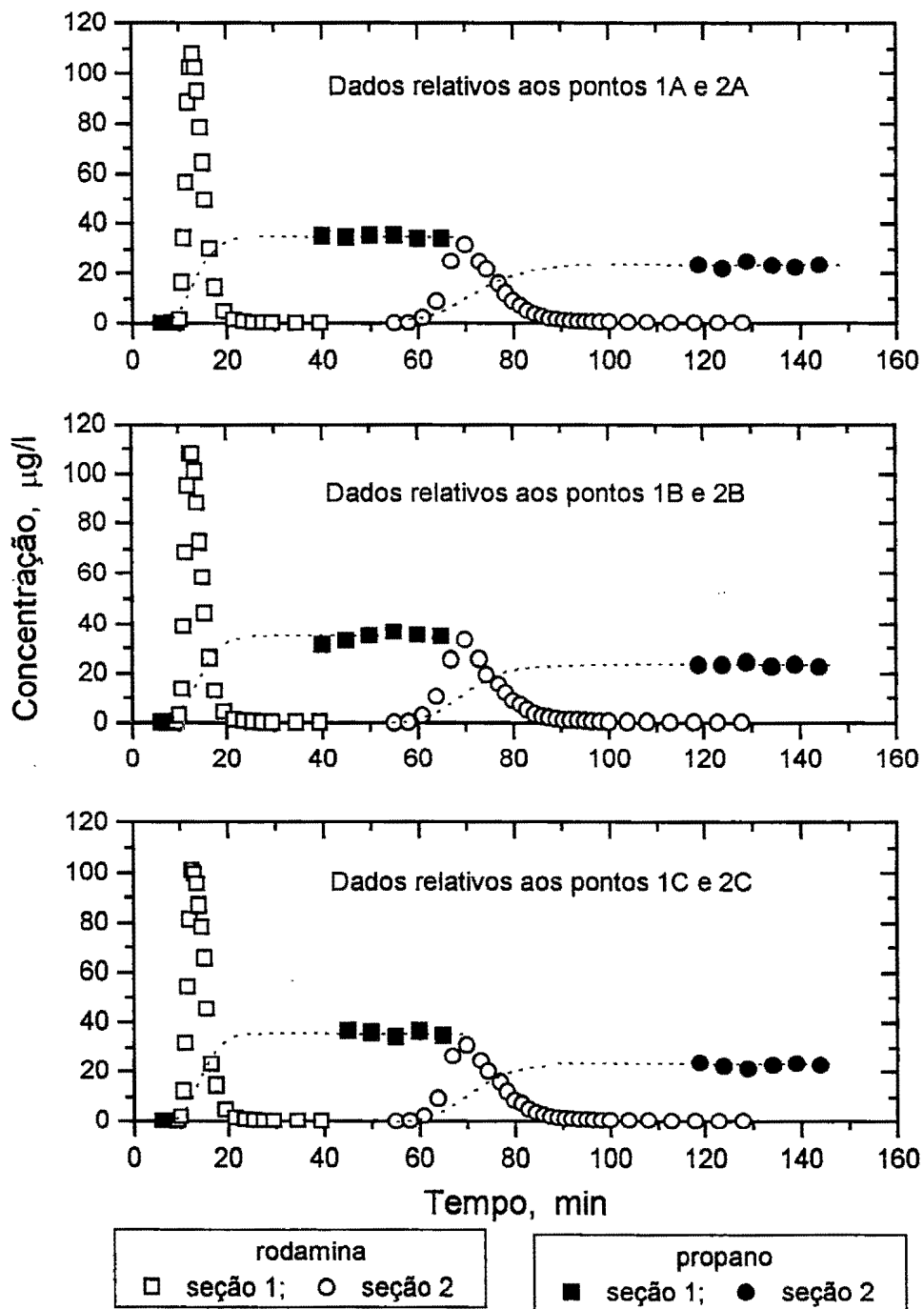


Figura 5.5 - Valores medidos das concentrações da rodamina e do gás propano dissolvidos em cada uma das seções de amostragem e ao longo de três diferentes linhas de corrente (Ribeirão da Laranja Azeda, teste em 06 de março de 1995 - método do patamar: injeção do gás por 2 horas de duração).

5.1.1.3.1 Observações Quanto ao Planejamento das Amostragens

Um exame nos dados apresentados na Figura 5.5 mostra que o período de injeção do gás foi relativamente grande e que o início da amostragem do gás poderia ter sido antecipado em, praticamente, 20 minutos na primeira seção e em meia hora na seção 2. Como no *método do patamar* o início da amostragem do gás coincide com o final da amostragem do traçador fluorescente, os trabalhos de campo poderiam ter sido simplificados.

Para a análise da qualidade do planejamento comparam-se os tempos característicos das curvas de resposta, estimados conforme item 4.8.1.1 e observados no teste de campo. Para a comparação, a Tabela 5.12 apresenta os valores previstos e observados decorrentes de uma injeção instantânea da substância traçadora. Por simplicidade de exposição, são levados em conta apenas os tempos obtidos segundo a linha de corrente central do escoamento. Nota-se que as fórmulas de previsão que se empregam no planejamento prevêem razoavelmente bem a chegada da frente e a passagem do pico da nuvem do traçador, mas exageram na previsão da passagem da cauda desta nuvem.

As previsões contidas na Tabela 5.12 são utilizadas na construção das curvas de resposta aproximadamente triangulares mostradas na Figura 5.6, onde também são lançados os valores medidos segundo a linha de corrente central.

Cumprе destacar que, nas previsões, os cronogramas de amostragem são baseados em uma estimativa da velocidade média referida ao deslocamento do pico da nuvem do traçador. Para este trabalho utilizou-se um valor para a velocidade média igual a 0,35 m/s, apoiando-se, principalmente, nas experiências anteriormente adquiridas com os testes já conduzidos no trecho do Ribeirão da Laranja Azeda.

Tabela 5.12 - Comparação entre os valores previstos e observados de tempos característicos das curvas de resposta utilizados no planejamento da amostragem dos traçadores (Ribeirão da Laranja Azeda, 06/03/95).

Descrição	Tempo Previsto (min)		Tempo Observado (min)	
	seção 1	seção 2	seção 1	seção 2
$t_p = \Delta x / V_p$	10,0	67,0	12,7	69,5
$T_{d_{10\%}}$ (Eq. 4.71)	9,0	46,0	8,7	30,0
T_b (Eq. 4.70)	3,0	15,0	3,7	15,0
t_t (Eq. 4.72)	7,0	52,0	9,0	54,5
$T_{d_{25\%}}$ (Eq. 4.65)	23,0	98,0	11,5	42,0
$t_{t_{25\%}}$ (Eq. 4.73)	30,0	150,0	20,5	96,5

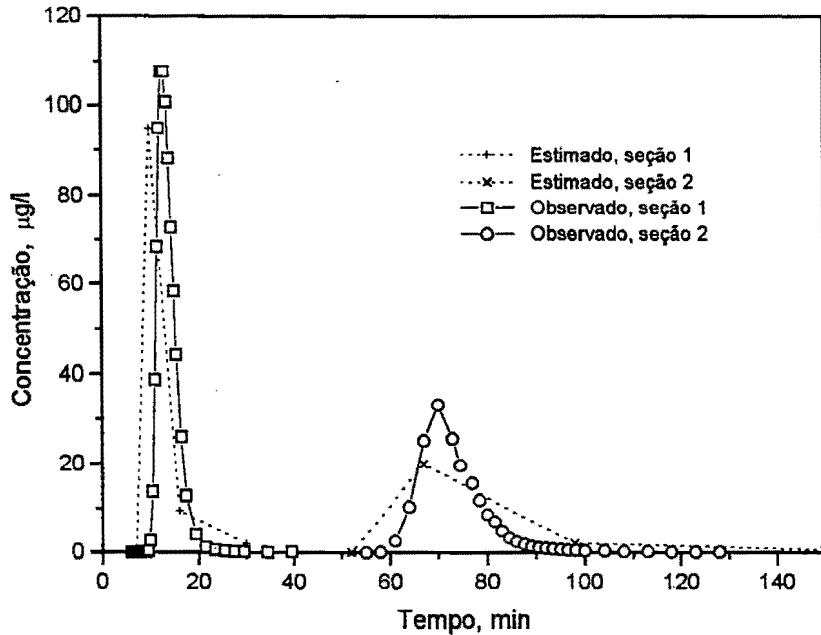


Figura 5.6 - Curvas de resposta esperadas de acordo com planejamento e concentrações de rodamina efetivamente observadas em cada uma das seções de amostragem (Teste no Ribeirão da Laranja Azeda, em 06/03/1995).

Nota-se que as velocidades que se obtêm das medidas de vazão com o uso de molinete hidrométrico, lançadas na Tabela 5.9, superam os valores que foram produzidos no teste quando se toma por base o tempo de viagem da nuvem do traçador. Isto está de acordo com relatos da literatura, segundo os quais as velocidades médias medidas na seção transversal são superiores às velocidades de deslocamento médio da nuvem do traçador.

5.1.1.3.2 Estimativa da Eficiência da Injeção do Gás

Para uma estimativa da eficiência da injeção do gás, de modo semelhante ao realizado para o teste no Ribeirão da Laranja Azeda de 21/06/94, utilizam-se as Eqs. (5.1) e (5.2). Assim, com os valores referidos à seção de amostragem de montante da concentração média do patamar do gás, da vazão e do tempo médio de ocorrência do centróide da nuvem de rodamina e, ainda, admitindo-se que o coeficiente de desorção do propano no trecho de mistura é igual àquele medido no trecho entre as seções 1 e 2, obtém-se

$$\varepsilon_i = \frac{\dot{m}_o}{\dot{m}_i} = \frac{(\bar{C}_G \cdot Q)_i \cdot \exp[(K_T)_e \cdot \bar{t}_i]}{\text{massa injetada / tempo de injeção}} =$$

$$= \frac{34,8 \times 10^{-6} \text{ g/l} \times 1.150 \text{ l/s} \cdot \exp(6,212 \times 10^{-3} \times 14,02)}{970 \text{ g} / (120 \text{ min} \times 60 \text{ s/min})}$$

Portanto, a eficiência estimada na injeção será

$$\varepsilon_i = \frac{43,7 \text{ mg/s}}{134,7 \text{ mg/s}} \cong 32\%$$

5.1.2 Medidas de K_2 no Ribeirão do Feijão

Foram feitos dois testes com a técnica dos traçadores gasosos para a medida do coeficiente de reaeração num pequeno trecho do Ribeirão do Feijão, junto à divisa dos municípios de São Carlos e Itirapina, localizado entre os meridianos 47° 52'30" e 47°56'15" de longitude oeste, e os paralelos 22°7'30" e 22°10'00" de latitude sul, conforme se mostra na Figura 5.7. Em ambos os testes empregou-se o *método do patamar*, sendo o primeiro trabalho realizado em 16/05/94 e o segundo em 11/04/95. Em todos os testes as seções de amostragem e de injeção dos traçadores foram rigorosamente mantidas nas posições fixas indicadas na Figura 5.7.

A seção de injeção foi escolhida a uma distância de algumas dezenas de metros a jusante de uma pequena barragem de nível, onde se faz a captação da água de abastecimento do município de São Carlos. As duas seções retas de amostragem foram fixadas às distâncias de 410 m e 910 m da seção de injeção, estabelecendo um trecho de teste de 500 metros de extensão.

As características físicas do trecho de estudo foram obtidas a partir de medidas de campo. Para a declividade do trecho foi executado um levantamento altimétrico que forneceu a diferença entre as cotas topográficas da linha d'água nas seções extremas. Os comprimentos foram determinados com o uso de uma trena, fazendo-se o caminhamento por dentro do curso d'água. Para os primeiro 410 metros de comprimento medidos, a diferença de nível encontrada foi de 4,722 m, o que produziu a declividade do trecho de mistura de 11,5 m/km. Para o trecho de teste propriamente dito, a diferença de cota encontrada entre as seções distanciadas de 500 metros foi de 1,934 m, determinando a declividade de 3,87 m/km.

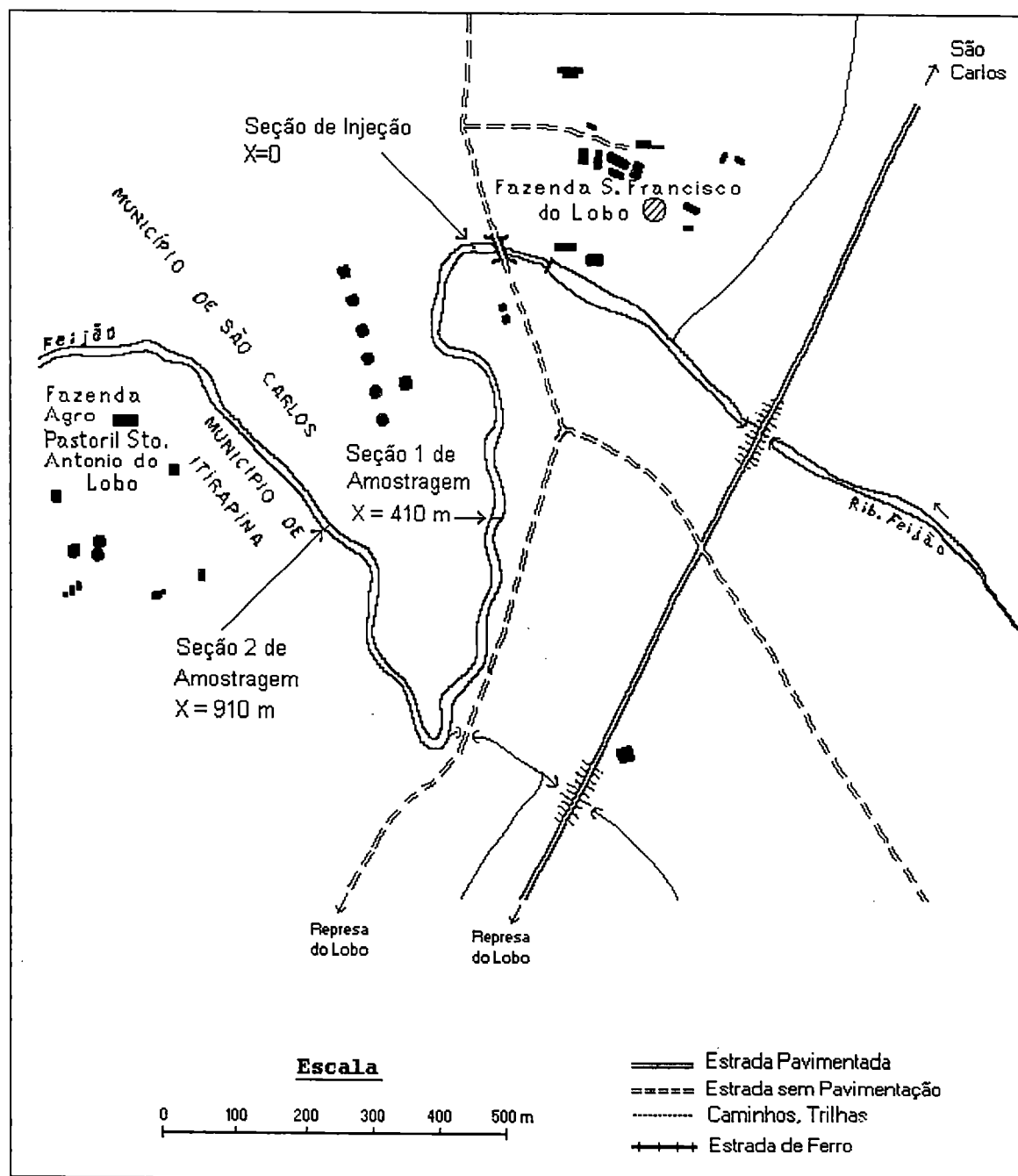


Figura 5.7 - Ribeirão do Feijão: trecho de estudo.

A segunda seção de injeção foi operada como uma estação fluviométrica: nesta foi instalada uma régua limnimétrica e periodicamente foram feitas medidas de vazão com o molinete hidrométrico. Destas medidas foi obtida a curva-chave da estação: $Q = 9,78 \cdot (H_r - 1,256)^{0,547}$, sendo Q a vazão em m³/s e H_r a leitura na régua em m.

Para o planejamento dos estudos obteve-se a vazão com o uso da curva-chave, a partir da leitura da régua feita no dia anterior ao do teste. Os demais procedimentos foram semelhantes aos adotados nos estudos descritos para o Ribeirão da Laranja Azeda.

Descrevem-se, a seguir, os dois testes realizados no Ribeirão do Feijão, juntamente com um resumo das operações de cálculo dos coeficientes de reaeração correspondentes.

5.1.2.1 Medida de K₂ no Ribeirão do Feijão em 16/05/94 com o Uso do Método do Patamar

O primeiro teste de reaeração no Ribeirão do Feijão foi iniciado às 11:31 h da manhã do dia 16 de maio, com a injeção instantânea, em um ponto da linha de corrente central, de 117,5 gramas de rodaminá-WT, solução 20%, diluídos em aproximadamente 10 litros de água em um balde. Neste momento teve início a injeção contínua do gás propano, com o uso do sistema moto-bomba de pré-dissolução descrito no item 4.6.1. A injeção do gás prolongou-se por 1 hora e 10 minutos, mantendo-se com uma taxa constante de 739 gramas de C₃H₈ por hora e perfazendo um total injetado de 862 g do gás.

No planejamento do teste, foram utilizados dados preliminares, obtidos para o trecho, e medidas do tempo de viagem encontradas em outros estudos feitos para a determinação do coeficiente de dispersão longitudinal. Ainda, para a definição das posições de amostragem e de injeção dos traçadores nas respectivas seções foram feitas novas medidas de vazão no dia 30/04/94. Um resumo destes resultados são apresentados na Tabela 5.13.

Na primeira seção, a amostragem para a rodaminá-WT foi iniciada às 11:40 h, apenas 9 minutos após a injeção. Em função da rápida passagem da nuvem do traçador fluorescente pela estação de amostragem de montante e como forma de garantir uma boa definição do ramo de ascensão da curva de resposta, uma amostra foi colhida a cada 0,5 minuto. O encerramento da amostragem nesta seção deu-se às 12:15 h, quando o espaçamento entre as amostragens já se fazia a intervalos maiores. A primeira amostra do gás na seção 1 foi colhida às 12:05 h e, a partir desta, a cada 5

minutos foram colhidas novas amostras, até perfazer 5 amostras por ponto de amostragem, totalizando 15 amostras na seção.

Tabela 5.13 - Características das seções de injeção e de amostragem dos traçadores, de acordo com medidas preliminares de vazão no Ribeirão do Feijão, utilizadas no planejamento do teste.

Seção	Vazão Q (m ³ /s)	Área A (m ²)	Largura B (m)	Profundidade H=A/B (m)	Velocidade U=Q/A (m/s)
injeção	3,00	5,08	7,80	0,78	0,59
1	2,93	8,50	10,70	0,66	0,34
2	2,98	8,11	11,30	0,55	0,37

A amostragem do traçador fluorescente na seção 2 foi iniciada às 11:52 h, prosseguindo até às 13:00 h. Para o gás, na seção 2, a primeira amostra foi colhida às 12:24 h. Do mesmo modo que na seção 1, um total de 5 amostras do gás, por ponto, foram colhidas em intervalos de 5 minutos.

No total, nas duas seções foram colhidas 30 amostras do gás e 180 amostras de rodamina-WT, que foram conduzidas ao laboratório para posterior análise.

No teste de reaeração, nos trabalhos de campo, contou-se com uma equipe composta por nove profissionais: dois se ocupando dos trabalhos de injeção, quatro para as amostragens e anotações na seção 1, e os demais na seção 2.

Os resultados das análises das amostras do gás e da rodamina são apresentados na Figura 5.8, em gráficos da concentração em função do tempo segundo as três diferentes linhas de corrente, A, B e C, para as estações 1 e 2.

No teste de reaeração do dia 16/05/94, referências do nível d'água mostraram que a vazão de teste era distinta daquela que se utilizou no planejamento. Por isso, ao final do teste foi obtida a medida da vazão a partir da leitura da régua da estação fluviométrica montada na seção 2, encontrando-se $Q=2,8 \text{ m}^3/\text{s}$.

Um resumo dos resultados do teste de campo, que entram no cálculo de K_T pela Eq. (4.97), é apresentado na Tabela 5.14. Nesta, para cada ponto de amostragem, juntamente com o valor médio das cinco concentrações medidas (concentração do patamar do gás), é incluída a medida da incerteza na forma da estimativa do desvio-padrão s . Os resultados dos cálculos de K_T e K_2 , para cada um dos trechos, são apresentados resumidamente na Tabela 5.15.

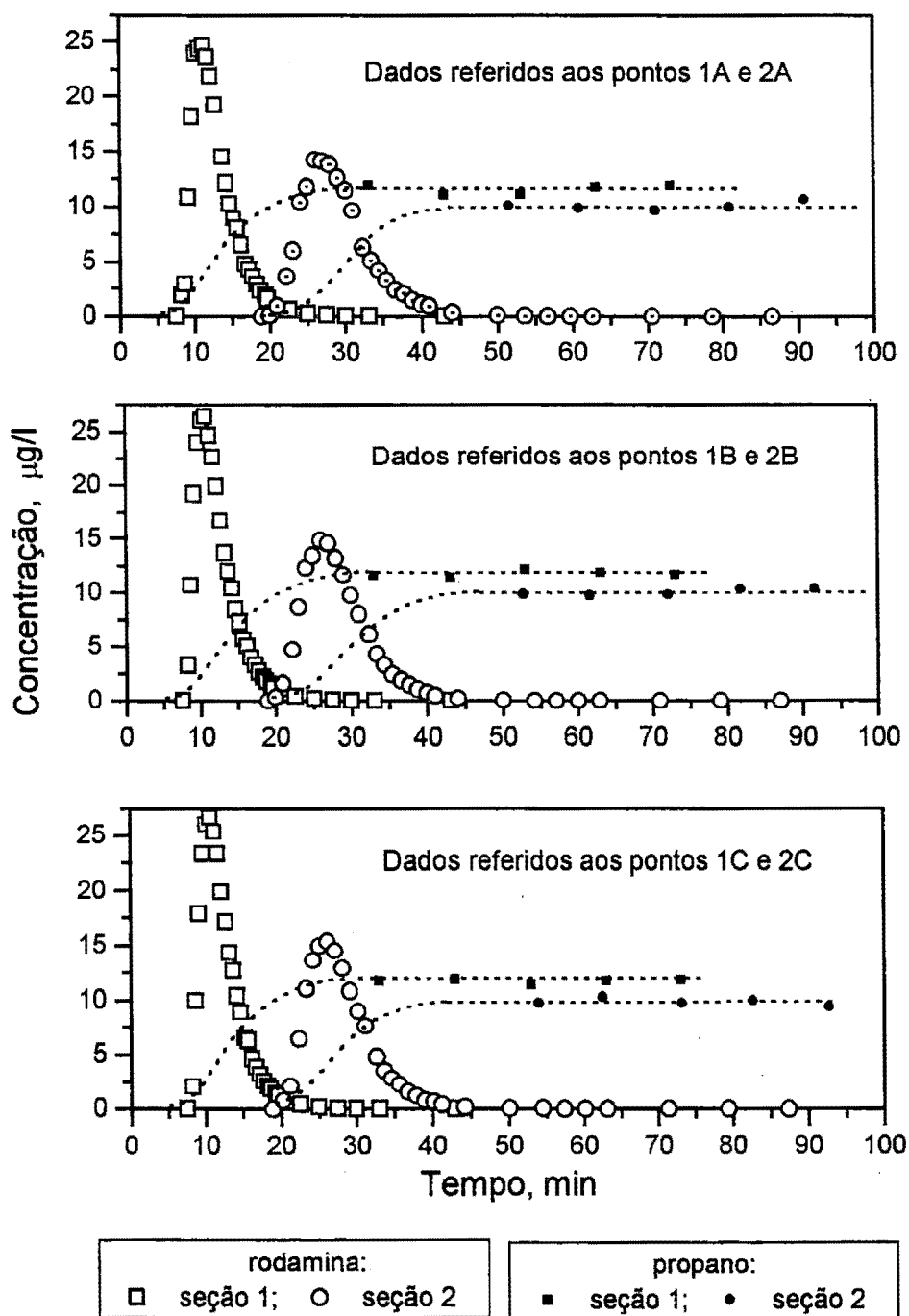


Figura 5.8 - Valores medidos das concentrações da rodamina e do gás propano dissolvidos em cada uma das seções de amostragem e ao longo de três diferentes linhas de corrente (Ribeirão do Feijão, teste em 16 de maio de 1994 - método do patamar: injeção do gás por 70 minutos).

Tabela 5.14 - Propriedades das curvas de resposta, tempos de ocorrência do centróide da nuvem do traçador fluorescente e valores das concentrações médias do gás propano. (Ribeirão do Feijão, 16/05/94).

Posição no Escoamento (linha de corrente)	seção 1			seção 2		
	A_c (min×µg/l)	\bar{t}_1 (min)	$\bar{C}_G \pm s$ (µg/l)	A_c (min×µg/l)	\bar{t}_2 (min)	$\bar{C}_G \pm s$ (µg/l)
A	139,52	12,76	11,56±0,37	141,39	29,00	10,06±0,36
B	140,34	12,24	11,77±0,26	138,43	28,29	9,98±0,28
C	138,88	12,26	11,67±0,17	137,94	27,95	9,83±0,29

Tabela 5.15 - Propriedades médias do trecho de teste e elementos para o cálculo dos coeficientes de dessorção do traçador gasoso e de reeração. Teste no Ribeirão do Feijão em 16/05/94.

Posição (Linha de corrente)	$T_c = \bar{t}_2 - \bar{t}_1$ (min)	$U = \frac{(x_2 - x_1)}{T_c}$ (m/s)	$\frac{(\bar{C}_G Q)_1}{(\bar{C}_G Q)_2}$	K_T (Eq. 4.97) (min ⁻¹)	K_T (Eq. 4.94) (min ⁻¹)	K_2 (Eq. 3.99) (dia ⁻¹)
A	16,24	0,51	1,1491	0,008556	0,008585	
B	16,05	0,52	1,1794	0,01028	0,01032	
C	15,69	0,53	1,1872	0,01093	0,01097	
Média	15,99	0,52	1,1719	0,009922	0,009958	19,93

Temperatura média do escoamento: $T = 19^\circ\text{C}$

Coeficiente de reeração a 20°C (Eq. 4.90): $K_2(20) = 20,4 \text{ dia}^{-1}$

5.1.2.1.1 Observações Quanto ao Planejamento das Amostragens

Um exame nos dados apresentados na Figura 5.8 mostra que o período de injeção do gás foi adequado, considerando-se o tempo da passagem da nuvem do traçador fluorescente pela estação de jusante e o intervalo empregado para a amostragem do gás.

A Tabela 5.16 apresenta os resultados dos tempos característicos das curvas de resposta do traçador fluorescente que foram estimados no planejamento, juntamente com os tempos correspondentes efetivamente observados no teste de campo. Por simplicidade de exposição, são levados em conta apenas os tempos obtidos segundo a linha de corrente central do escoamento. As previsões contidas na Tabela 5.16 são, ainda, utilizadas na construção gráfica da Figura 5.9, para as curvas de resposta de forma aproximadamente triangulares que são mostradas. Nesta figura,

para visualização da comparação, também são lançados os valores medidos segundo a linha de corrente central.

Os cronogramas de amostragem foram baseados em uma estimativa da velocidade média referida ao deslocamento do pico da nuvem do traçador. Para este trabalho utilizou-se um valor para a velocidade média igual a 0,5 m/s, apoiando-se nas medidas de vazão (Tabela 5.9) e, principalmente, em experiência anterior com um teste para o tempo de viagem e para o coeficiente de dispersão longitudinal, conduzido no trecho do Ribeirão do Feijão.

O valor da velocidade que se adotou no planejamento é apenas 4% menor do que aquele que foi encontrado no teste de reaeração (Tabela 5.15). Mesmo assim, nota-se pela Figura 5.9 que as fórmulas de previsão superestimam os tempos tomados como característicos, da chegada da frente da nuvem, do pico de concentração e da passagem da cauda da nuvem aos níveis de 10% e 2% da concentração de pico. Cumpre destacar que a amostragem completa da nuvem do traçador, a despeito da imprecisão no planejamento original, só foi possível pelo uso do fluorímetro de campo que informou, em tempo hábil, a chegada da frente da nuvem do traçador, o que permitiu efetuar as correções para a seção de jusante, bem como a antecipação da amostragem também na seção de jusante.

Tabela 5.16 - Comparação entre os valores previstos e observados de tempos característicos das curvas de resposta utilizados no planejamento da amostragem dos traçadores (Ribeirão do Feijão, 16/05/94).

Descrição	Tempo Previsto (min)		Tempo Observado (min)	
	seção 1	seção 2	seção 1	seção 2
$t_p = \Delta x / V_p$	14,0	30,0	10,5	26,0
$T_{d_{10\%}}$ (Eq. 4.71)	12,0	23,0	9,8	18,0
T_b (Eq. 4.70)	4,0	8,0	2,5	6,5
t_f (Eq. 4.72)	10,0	22,0	8,0	19,5
$T_{d_{2\%}}$ (Eq. 4.65)	30,0	53,0	14,3	23,0
$t_{2\%}$ (Eq. 4.73)	40,0	75,0	22,3	42,5

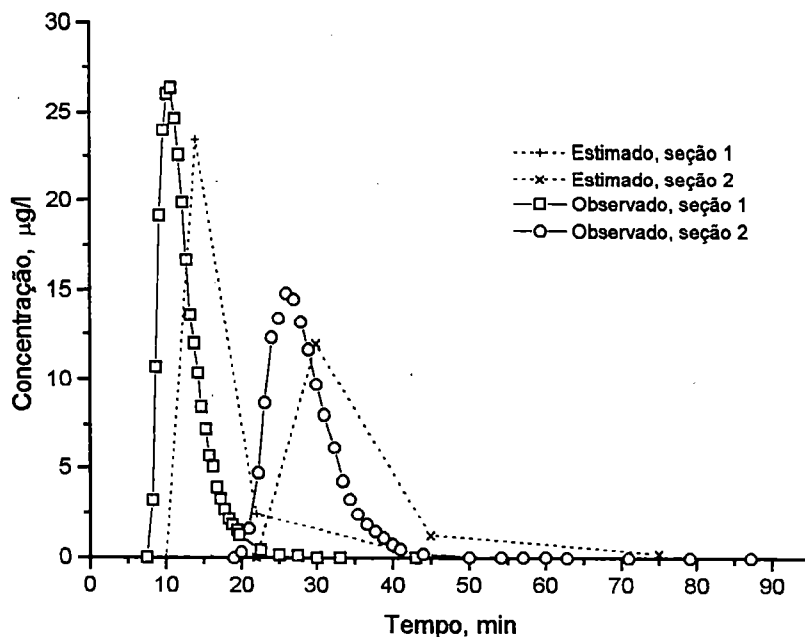


Figura 5.9 - Curvas de resposta esperadas de acordo com planejamento e concentrações de rodamina efetivamente observadas em cada uma das seções de amostragem (Teste no Ribeirão do Feijão, em 16/05/1994).

5.1.2.1.2 Estimativa da Eficiência da Injeção do Gás

A estimativa da eficiência da injeção do gás é feita com base nas Eqs. (5.1) e (5.2). No cálculo empregam-se os valores, referidos à seção de amostragem de montante, da concentração média do patamar do gás, da vazão e do tempo médio de ocorrência do centróide da nuvem de rodamina. Ainda, numa aproximação, admite-se que o coeficiente de dessorção do gás propano no trecho de mistura seja igual àquele medido no trecho entre as seções 1 e 2. Com base nestes valores,

$$\begin{aligned} \varepsilon_i &= \frac{\dot{m}_0}{\dot{m}_i} = \frac{(\bar{C}_G \cdot Q)_1 \cdot \exp[(K_T)_e \cdot \bar{t}_1]}{\text{massa injetada / tempo de injeção}} = \\ &= \frac{11,7 \times 10^{-6} \text{ g/l} \times 2.800 \text{ l/s} \cdot \exp(9,96 \times 10^{-3} \times 12,42)}{862 \text{ g} / (70 \text{ min} \times 60 \text{ s/min})} \end{aligned}$$

Portanto, a eficiência estimada na injeção será

$$\varepsilon_i = \frac{37,1 \text{ mg/s}}{205,2 \text{ mg/s}} \cong 18\%$$

Para a estimativa da eficiência da absorção do gás são necessárias informações referidas ao trecho de mistura. Em particular, requer-se o conhecimento do coeficiente de desorção que, entretanto, não é medido neste trecho. Para superar esta dificuldade empregou-se o valor medido de K_T que, a rigor, somente se aplica ao trecho entre as seções de amostragem. Como, no Ribeirão do Feijão, o trecho de mistura apresenta características de turbulência bem superiores às da região em que se mede K_T (a declividade é três vezes maior), suspeita-se que o cálculo feito subavaliaria a eficiência ϵ_i . Ainda assim, uma eficiência de 18% é praticamente o dobro daquela normalmente encontrada com o sistema de injeção convencional, que utiliza difusores porosos.

5.1.2.2 Medida de K_2 no Ribeirão do Feijão em 11/04/95 com o Uso do Método do Patamar

O segundo teste de reaeração no Ribeirão do Feijão teve início às 11:15 h da manhã do dia 11 de abril, quando sobre a linha de corrente central do escoamento foi feita uma injeção instantânea de 55,8 gramas de rodamina-WT, solução 20%, diluídos em 10 litros de água em um balde. A partir deste instante teve início a injeção contínua do gás propano, com uma taxa constante e uma duração total de 70 minutos. No total foram consumidos 1.000 gramas de C_3H_8 (taxa de 857,1 g/h). Para a injeção do propano utilizou-se o sistema moto-bomba de pré-dissolução descrito no item 4.6.1.

A experiência adquirida com os testes anteriores no trecho do Ribeirão do Feijão e as medidas de vazão conduzidas nas seções de injeção e amostragem, permitiram avaliar as características físicas e hidráulicas médias, que foram empregadas no planejamento do teste. As posições de injeção e amostragem dos traçadores, nas respectivas seções, foram fixadas com base nas vazões acumuladas lateralmente. As estimativas dos tempos de viagem característicos foram feitas a partir de um cálculo para a velocidade média de deslocamento do pico de concentração do traçador fluorescente, segundo a equação de Bonning. Um resumo dos resultados encontrados com base em medidas preliminares de vazão é apresentado na Tabela 5.17.

Tabela 5.17 - Características das seções de injeção e de amostragem dos traçadores, de acordo com medidas preliminares de vazão no Ribeirão do Feijão, utilizadas no planejamento do teste.

Seção	Vazão Q (m ³ /s)	Área A (m ²)	Largura B (m)	Profundidade H=A/B (m)	Velocidade U=Q/A (m/s)
injeção	4,3	6,28	8,80	0,72	0,68
1	4,2	12,0	11,50	1,04	0,35
2	4,3	11,1	11,6	0,96	0,39

Na primeira seção, a amostragem para a rodamina-WT foi iniciada às 11:20 h, apenas 5 minutos após a injeção. Em função da rápida passagem da nuvem do traçador fluorescente pela estação montante e como forma de garantir uma boa definição do ramo de ascensão da curva de resposta, a amostragem se fez inicialmente em intervalos de 0,5 minuto. O encerramento da amostragem da rodamina nesta seção deu-se às 12:48 h, quando já se fazia em intervalos maiores. A primeira amostra do gás na seção 1 foi colhida às 11:52 h e, a partir desta, a cada 5 minutos foram colhidas novas amostras, até perfazer 5 amostras por ponto de amostragem, totalizando 15 amostras na seção.

A amostragem do traçador fluorescente na seção 2 foi iniciada às 11:27 h, prosseguindo até às 12:13 h. Para o gás, na seção 2 a primeira amostra foi colhida às 12:15 h. Do mesmo modo que na seção 1, um total de 5 amostras do gás, por ponto, foram colhidas em intervalos de 5 minutos.

No total, nas duas seções foram colhidas 30 amostras do gás e 180 amostras de rodamina-WT, que foram conduzidas ao laboratório para análise.

Nos trabalhos de campo contou-se com uma equipe composta por oito profissionais, assim dispostos: dois na seção de injeção, se ocupando com os trabalhos preliminares de preparo da seção e início da injeção, quatro para as amostragens e anotações na seção de montante, e os demais na seção de jusante. Para monitorar a injeção do gás foi mantido apenas um operador na seção de injeção. Com isso, deslocou-se o outro profissional para a seção 2, para auxiliar na coleta das amostras.

Os resultados das análises das amostras do gás e da rodamina são apresentados na Figura 5.10, em gráficos da concentração em função do tempo segundo as três diferentes linhas de corrente, A, B e C, para as estações 1 e 2.

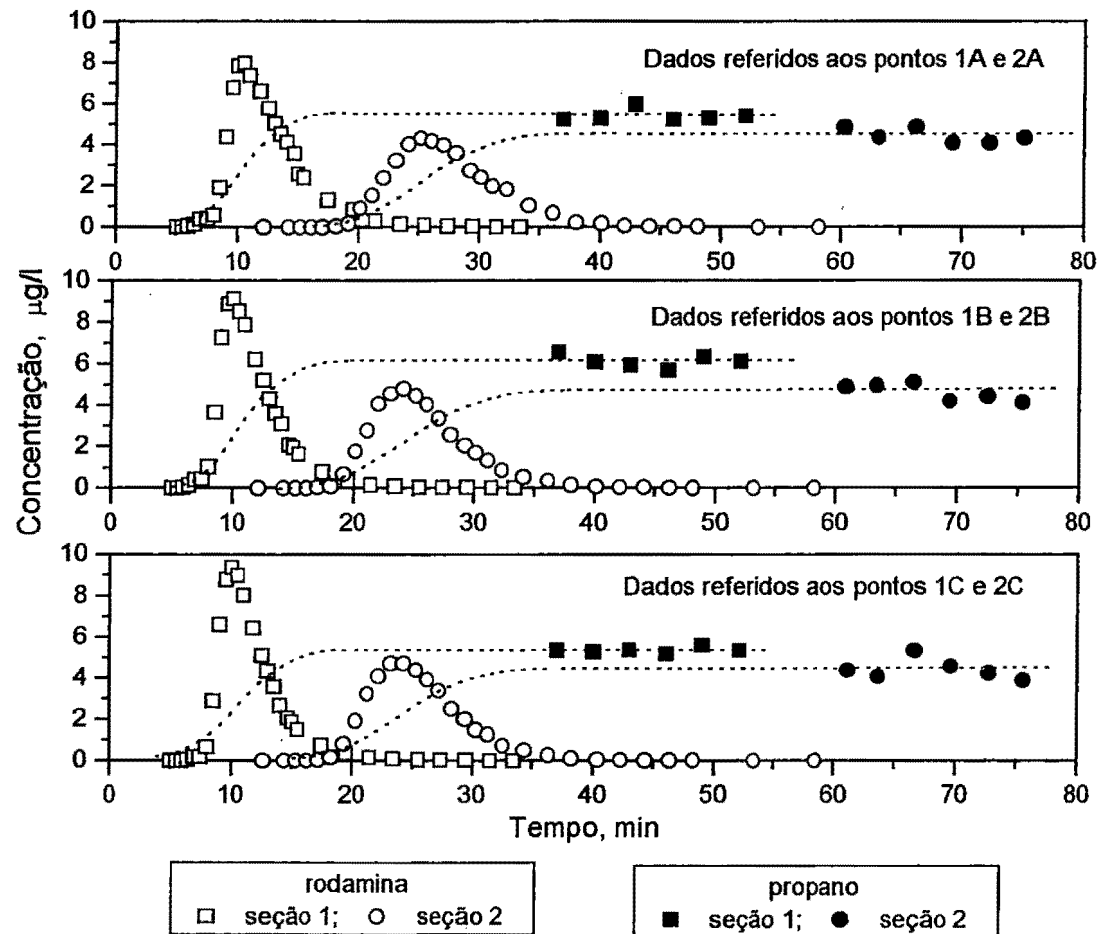


Figura 5.10 - Valores medidos das concentrações da rodamina e do gás propano dissolvidos em cada uma das seções de amostragem e ao longo de três diferentes linhas de corrente (Ribeirão do Feijão, teste em 11 de abril de 1995 - método do patamar: injeção do gás por 70 minutos).

No teste de reaeração do dia 11/04/95, referências do nível d'água mostraram que a vazão de teste se comparou bem com aquela utilizada no planejamento. Ao final do teste foi confirmada a medida da vazão a partir da leitura da régua da estação fluviométrica montada na seção 2.

Um resumo dos resultados do teste de campo, que entram no cálculo de K_T pela Eq. (4.97), é apresentado na Tabela 5.18. Nesta, para cada ponto de amostragem, juntamente com o valor médio das cinco concentrações medidas (concentração do patamar do gás), é incluída a medida da incerteza na forma da estimativa do desvio-padrão s . Os resultados dos cálculos de K_T e K_2 , para cada um dos trechos, são apresentados resumidamente na Tabela 5.19.

Tabela 5.18 - Propriedades das curvas de resposta, tempos de ocorrência do centróide da nuvem do traçador fluorescente e valores das concentrações médias do gás propano. (Ribeirão do Feijão, 11/04/95).

Posição no Escoamento (linha de corrente)	seção 1			seção 2		
	A_c (min×μg/l)	\bar{t}_1 (min)	$\bar{C}_G \pm s$ (μg/l)	A_c (min×μg/l)	\bar{t}_2 (min)	$\bar{C}_G \pm s$ (μg/l)
A	45,72	12,62	5,39±0,26	43,25	27,57	4,42±0,32
B	45,23	11,81	5,50±0,25	42,41	25,95	4,62±0,39
C	45,16	11,81	5,34±0,12	42,09	25,77	4,41±0,47

Tabela 5.19 - Propriedades médias do trecho de teste e elementos para o cálculo dos coeficientes de desorção do traçador gasoso e de reaeração. Teste no Ribeirão do Feijão em 11/04/95.

Posição (Linha de corrente)	$T_c = \bar{t}_2 - \bar{t}_1$ (min)	$U = \frac{(x_2 - x_1)}{T_c}$ (m/s)	$\frac{(\bar{C}_G Q)_1}{(\bar{C}_G Q)_2}$	K_T (Eq. 4.97) (min ⁻¹)	K_T (Eq. 4.94) (min ⁻¹)	K_2 (Eq. 3.99) (dia ⁻¹)
A	14,94	0,56	1,21946	0,01328	0,013354	
B	14,15	0,59	1,19048	0,01232	0,012384	
C	13,96	0,60	1,21088	0,01370	0,013765	
Média	14,35	0,58	1,20694	0,01310	0,013168	26,36

Temperatura média do escoamento: $T = 22,3^\circ\text{C}$

Coefficiente de reaeração a 20°C (Eq. 4.90): $K_2(20) = 24,95 \text{ dia}^{-1}$

5.1.2.2.1 Observações Quanto ao Planejamento das Amostragens

Considerando-se o tempo da passagem da nuvem do traçador fluorescente pela estação de jusante e o intervalo empregado para a amostragem do gás vê-se, através de um exame nos dados lançados na Figura 5.10, que o período de injeção do traçador gasoso foi adequadamente estabelecido. Contudo, ainda assim a amostragem do gás poderia ter sido antecipada em 10 minutos na seção 1 e em 15 minutos na seção 2.

A Tabela 5.20 apresenta os resultados dos tempos característicos das curvas de resposta do traçador fluorescente, que foram estimados no planejamento, juntamente com os tempos correspondentes efetivamente observados no teste de campo. Por simplicidade de exposição, são levados em conta apenas os tempos obtidos segundo a linha de corrente central do escoamento. As previsões contidas na Tabela 5.20 são ainda utilizadas na construção gráfica da Figura 5.11, para as curvas de resposta de forma aproximadamente triangulares que são mostradas. Nesta figura, para visualização da comparação, também são lançados os valores medidos segundo a linha de corrente central.

Os cronogramas de amostragem foram baseados em uma estimativa da velocidade média referida ao deslocamento do pico da nuvem do traçador. Para este trabalho utilizou-se um valor para a velocidade média igual a 0,63 m/s, apoiando-se no cálculo com o uso da equação de Bonning e, principalmente, na experiência adquirida com testes anteriores.

A velocidade que se adotou no planejamento é aproximadamente 9% maior do que o valor encontrado no teste de reatuação (Tabela 5.19). Por isso, conforme se nota pela Figuras 5.10 e 5.11, o planejamento previu adequadamente toda a passagem da nuvem do traçador fluorescente.

Tabela 5.20 - Comparação entre os valores previstos e observados de tempos característicos das curvas de resposta utilizados no planejamento da amostragem dos traçadores (Ribeirão do Feijão, 11/04/95).

Descrição	Tempo Previsto (min)		Tempo Observado (min)	
	seção 1	seção 2	seção 1	seção 2
$t_p = \Delta x / V_p$	10	24	9,8	24,0
$T_{d_{10\%}}$ (Eq. 4.71)	9	19	11,0	17,5
T_b (Eq. 4.70)	3	6	4,3	7,0
t_f (Eq. 4.72)	7	18	5,5	17,0
$T_{d_{2\%}}$ (Eq. 4.65)	24	45	15,0	22,5
$t_{l_{2\%}}$ (Eq. 4.73)	31	63	20,5	39,5

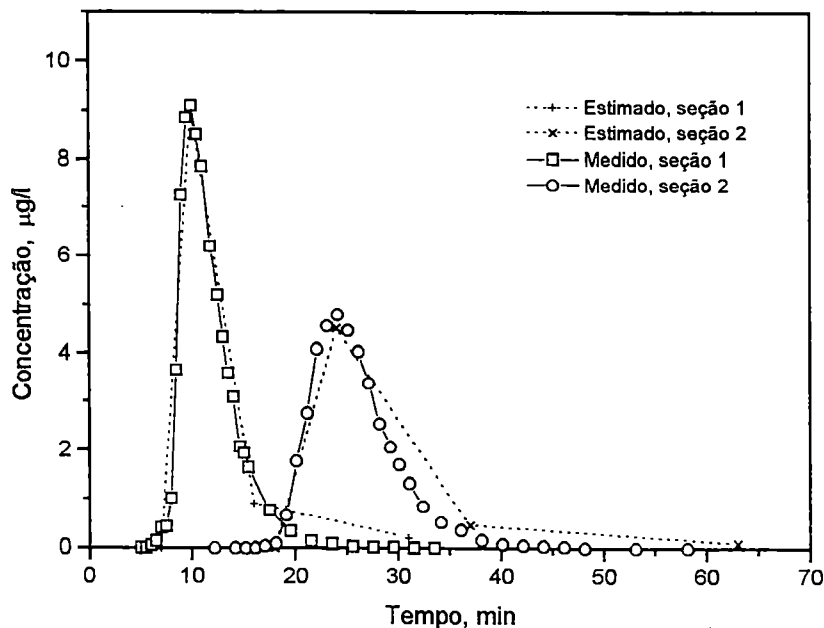


Figura 5.11 - Curvas de resposta esperadas de acordo com planejamento e concentrações de rodamina efetivamente observadas em cada uma das seções de amostragem (Teste no Ribeirão do Feijão, em 11/04/1995).

5.1.2.2.2 Estimativa da Eficiência da Injeção do Gás

A estimativa da eficiência da absorção do gás na seção de injeção é feita com base nas Eqs. (5.1) e (5.2). Para o cálculo consideram-se os resultados, referidos à estação de amostragem 1, da concentração média do patamar do gás, da vazão e do tempo médio de ocorrência do centróide da nuvem do traçador fluorescente. Ainda, numa aproximação, admite-se que o coeficiente de dessorção do gás propano no trecho de mistura seja igual àquele medido no teste. Com os valores do presente estudo,

$$\begin{aligned} \dot{m}_0 &= (\bar{C}_G \cdot Q)_1 \times \exp \left[(K_T)_0 \cdot \bar{t}_1 \right] = \\ &= 5,41 \times 10^{-6} \text{ g/l} \times 4.300 \text{ l/s} \cdot \exp \left(13,17 \times 10^{-3} \times 12,08 \right) = 27,3 \text{ mg/s.} \end{aligned}$$

A taxa de injeção do gás, a partir dos valores medidos da massa injetada e do tempo de injeção, é calculada como

$$\dot{m}_i = \frac{1.000 \text{ g}}{70 \text{ min} \times 60 \text{ s/min}} = 238,1 \text{ mg/s.}$$

Assim, a eficiência estimada na injeção será

$$\varepsilon_i = \frac{\dot{m}_0}{\dot{m}_i} = \frac{27,3}{238,1} \times 100\% \cong 11\%.$$

Na estimativa acima feita para a eficiência da absorção do gás, foi empregado um valor de K_2 que, a rigor, somente se aplica ao trecho entre as seções de amostragem. Conforme já fora observado no item 5.1.2.1.2, para o teste anterior, o trecho de mistura apresenta características de turbulência bem superiores às da região em que se mede o K_T . Por isso, é de se esperar que o cálculo feito subestime a eficiência ε_i . Ainda assim, a eficiência de 11% é da ordem do limite máximo esperado de se encontrar com um sistema de injeção que utiliza difusores porosos.

5.1.3 Medida de K_2 no Rio Jacaré-Guaçu

Para o estudo da reaeração, um único teste foi realizado em um trecho do Rio Jacaré-Guaçu. O trecho de estudo, que se ilustra na Figura 5.12, está compreendido entre os meridianos 48°08' e 48°10' longitude oeste, e os paralelos 21° 55' e 22°00' latitude sul.

O comprimento total do trecho, que se estende da seção de injeção à segunda seção de amostragem, tem 2.250 metros. Desse comprimento total reservaram-se 750 metros para a promoção da mistura dos traçadores no escoamento; por conseqüência, o trecho de teste propriamente dito foi de 1.500 metros de extensão.

As características físicas do trecho estudado, de comprimento e largura média, foram encontradas a partir de medidas diretas, com o uso de uma trena. Para isso, em função da existência de uma densa mata ciliar, estas medidas foram feitas com o auxílio de um barco. Para a determinação da declividade foi utilizado um mapa topográfico, encontrando-se, para os 2.250 metros de comprimento medidos, uma declividade aproximada de 5 m/km.

Para o planejamento dos estudos, na véspera do teste foram determinadas as vazões nas seções de injeção e de amostragens dos traçadores, segundo os procedimentos que foram descritos no item 4.5.1. Esses dados preliminares, obtidos por batimetria e pelo uso de molinete hidrométrico, foram então processados na noite anterior ao teste para, a partir de gráficos da vazão acumulada lateralmente, se estabelecerem as coordenadas do ponto de injeção dos traçadores e dos pontos de amostragem em cada uma das duas seções escolhidas. Estes pontos foram sinalizados utilizando-se marcações presas em cabos de aço, esticados

transversalmente sobre o rio, aos quais também se prenderam cada um dos três barcos utilizados no teste nas correspondentes seções retas.

Apresenta-se, a seguir, um resumo descritivo do teste de reaeração e das operações de cálculo para a obtenção do coeficiente K_2 .

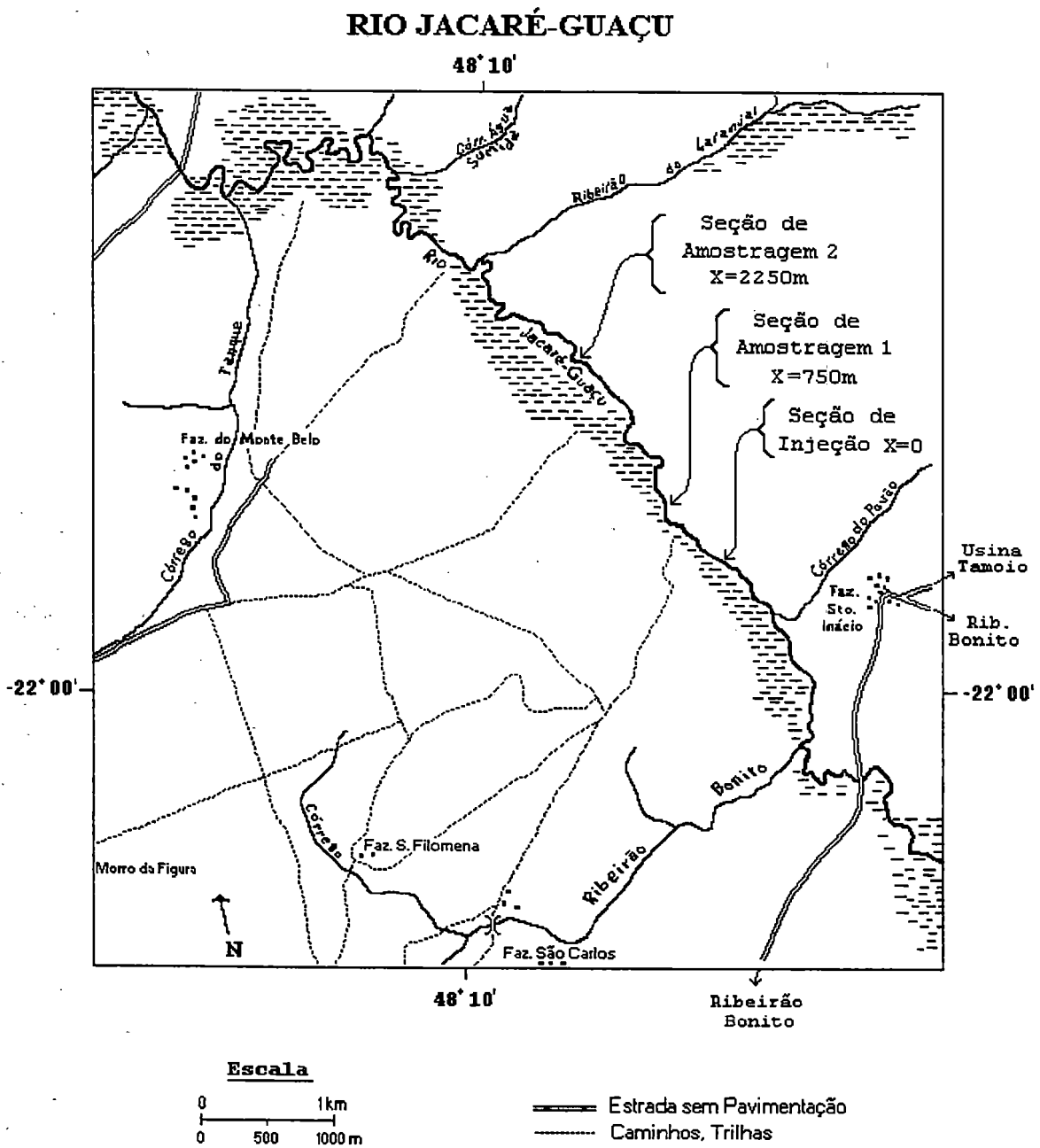


Figura 5.12 - Trecho de estudo do Rio Jacaré-Guaçu.

5.1.3.1 Medida de K_2 no Rio Jacaré-Guaçu em 20/09/94 com o uso do *Método do Patamar*

O teste conduzido para a obtenção do coeficiente de reaeração no trecho descrito do Rio Jacaré-Guaçu deu-se no dia 20/09/94, quando, às 10:01 h, 698 gramas de rodamina-WT, solução 20%, diluídos em aproximadamente 10 litros de água em um balde, foram liberados instantaneamente em um ponto da seção de injeção, sobre a linha de corrente central do escoamento. Neste mesmo instante, teve início a injeção contínua do gás propano, utilizando-se uma bateria de difusores porosos. Conforme é requerido pelo método do patamar, para que fosse atingido o estado permanente de concentração do gás nas duas estações de amostragens, a injeção prolongou-se por 1 hora e 29 minutos. Neste período, procurou-se manter a injeção com uma taxa constante; consumiram-se, no total, 4.140 gramas de gás propano, o que equivale a uma taxa média de 2.791 gramas de C_3H_8 por hora.

Nas duas seções, a jusante do local da injeção, em cada um dos três pontos escolhidos para a amostragem, foram colhidas as amostras do gás e da rodamina para posterior análise em laboratório. Na seção 1 a amostragem da rodamina teve início às 10:16 h e se estendeu até às 11:05 h; a amostragem do gás se fez a partir das 10:50 h, em intervalos de 10 minutos. Na seção 2, iniciou-se a amostragem da rodamina às 10:58 h, prosseguindo até às 11:34 h. Na última seção, somente a partir das 12:20 h é que principiou a amostragem do gás.

Nas operações de campo contou-se com a participação de oito profissionais, ocupando três barcos, distribuídos em cada um dos postos de injeção e amostragem. Para os procedimentos de injeção foram necessários, inicialmente, dois operadores. Durante o teste, manteve-se apenas um operador na seção de injeção, se ocupando com as operações de monitoramento da pressão do cilindro do gás e da temperatura da água do escoamento. Em cada uma das seções de amostragem atuaram três profissionais, na execução das tarefas de coleta manual das amostras e anotação dos tempos cronometrados em caderneta.

Para o traçador fluorescente, por ponto de amostragem, na seção 1 foram colhidas 25 amostras (total de 75 na seção), enquanto que na seção 2 foram obtidas 30 amostras (90 no total). Para o gás propano, foram obtidas 5 amostras por ponto de amostragem, totalizando 15 por seção. Assim, no teste completo foram obtidas 165 amostras de rodamina-WT e 30 amostras de gás propano dissolvido em água.

Um resumo das características das seções de injeção e amostragem dos traçadores, que serviram para o planejamento das injeções e para o estabelecimento

do cronograma das amostragens, é apresentado na Tabela 5.21. Estes valores de vazão são superiores àqueles que se mediram no dia do teste.

Tabela 5.21 - Características das seções de injeção e de amostragem dos traçadores utilizadas no planejamento do teste no Rio Jacaré-Guaçu.

Seção	Vazão Q (m ³ /s)	Área A (m ²)	Largura B (m)	Profundidade H=A/B (m)	Velocidade U=Q/A (m/s)
injeção	11,0	22,0	18,8	1,17	0,50
1	11,3	23,1	22,0	1,10	0,49
2	11,3	24,2	17,3	1,40	0,47

Antes de dar início às injeções do gás e da rodamina, amostras foram colhidas em cada um dos pontos de amostragem para a referência de fundo ("branco") dos aparelhos analíticos. Após o teste, todas as amostras devidamente acondicionadas em seus respectivos frascos foram retornadas ao laboratório, onde foram mantidas à temperatura constante até o momento da análise.

Os resultados das análises das amostras do gás e da rodamina, que entram no cálculo do coeficiente de dessorção do traçador gasoso, são apresentados na Figura 5.13, na forma da concentração do gás e da variação da concentração da rodamina ao longo do tempo, nas duas estações, 1 e 2, e segundo as três diferentes linhas de corrente, A, B e C. É conveniente observar que foram desprezados os resultados das análises das duas últimas amostras do gás colhidas na seção 2 e das três primeiras colhidas na seção 1. A justificativa para tal procedimento se deve a duas diferentes razões, que se apresentam a seguir.

Um exame nos resultados do teste, mostrados na Figura 5.13, indica que o patamar do gás na seção 1 seria praticamente atingido num tempo, contado do início da injeção, da ordem 40 minutos. Assim, em princípio, a amostragem iniciada no tempo $t = 49$ min mostra-se aparentemente adequada. Contudo, durante a injeção do gás, nos primeiros 35 minutos não se conseguiu manter uma vazão de injeção constante, pela alta taxa adotada no ensaio e pela necessidade de se fazer a substituição do primeiro cilindro do gás, que praticamente se esgotara neste intervalo. Por isso, na seção 1, nos cálculos foram consideradas apenas as concentrações do traçador gasoso obtidas para os tempos superiores a 75 minutos do início da injeção.

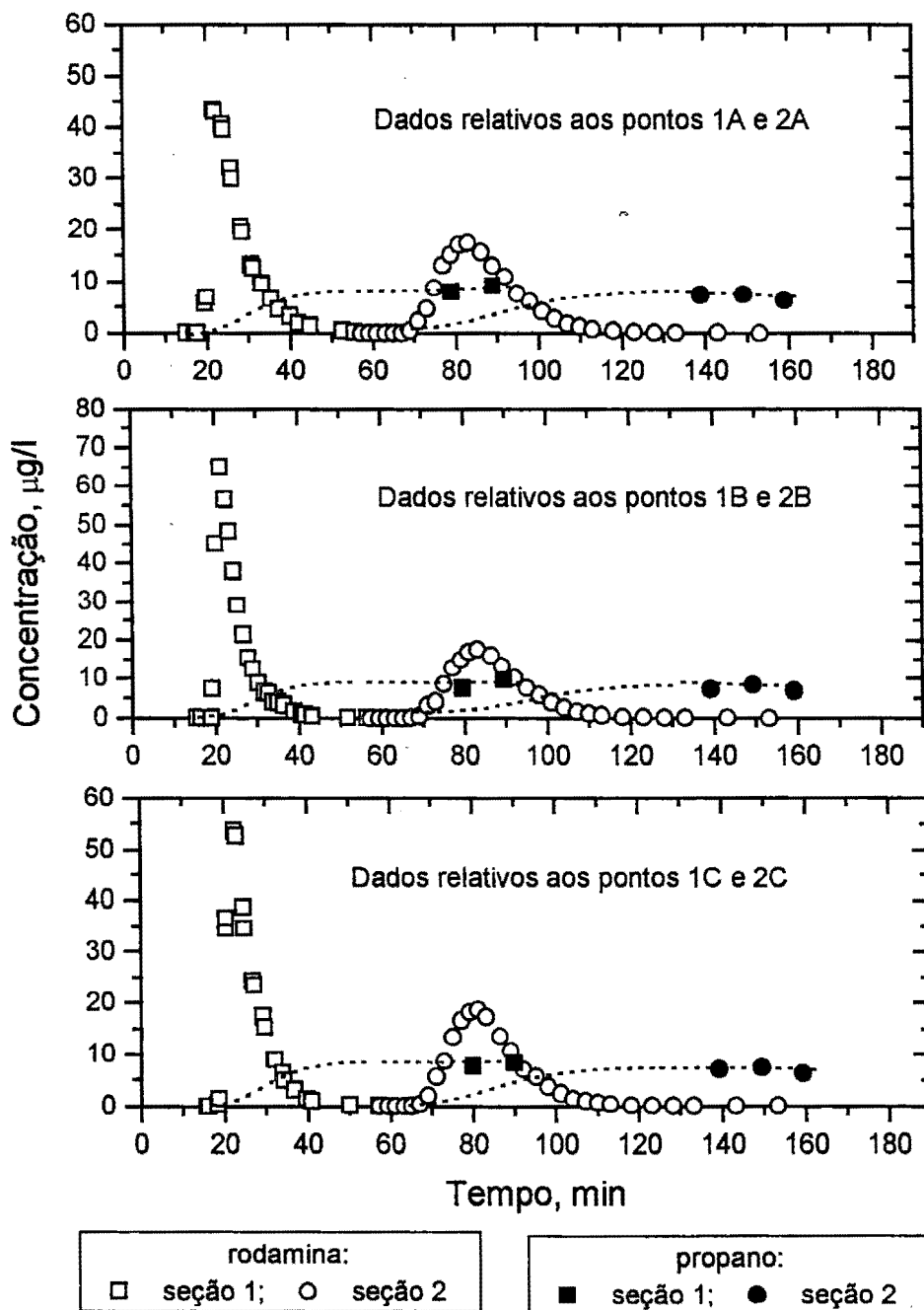


Figura 5.13 - Valores medidos das concentrações da rodamina e do gás propano dissolvidos em cada uma das seções de amostragem e ao longo de três diferentes linhas de corrente (Rio Jacaré-Guaçu, teste em 20 de setembro de 1994 - método do patamar: injeção do gás por 89 minutos).

Ainda pela Figura 5.13, o intervalo de tempo da passagem completa da nuvem da rodamina pela estação 2 foi de aproximadamente 40 minutos. Isto indica que a injeção do gás deveria ser feita por um intervalo de tempo superior a este para que fosse atingido o estado permanente de concentração requerido pelo *método do patamar*. Dada a necessidade de se permitir a amostragem do gás durante o estado permanente de concentração, é acrescido o tempo total da amostragem, que no caso foi de 40 minutos (cinco amostras por seção, colhidas em intervalos de dez minutos). Assim, o tempo mínimo de injeção requerido no presente teste seria de 80 minutos, muito próximo dos 89 minutos efetivamente adotados.

A despeito do tempo de injeção adequado empregado no teste de campo, os valores acima indicam que a amostragem do gás deveria ter sido feita até o tempo $t = 160$ minutos, uma vez que, a partir daí, desfaz-se o platô de concentração do gás (tem início uma curva de recessão). Uma vez que seis amostras na seção 2 foram colhidas nos tempos $t = 170$ min e $t = 180$ min, estas não foram utilizadas no cálculo de K_T .

Um resumo dos resultados do teste de campo que entram no cálculo de K_T pela Eq. (4.97) é apresentado na Tabela 5.22, que contém os valores médios das concentrações do gás medidas por ponto de amostragem e por seção. Os resultados dos cálculos de K_T e K_2 , para cada um dos trechos, são apresentados resumidamente na Tabela 5.23.

Tabela 5.22 - Propriedades das curvas de resposta, tempos de ocorrência do centróide da nuvem do traçador fluorescente e valores das concentrações médias do gás propano. (Rio Jacaré-Guaçu, 20/09/94).

Posição no Escoamento (linha de corrente)	seção 1			seção 2		
	A_c (min×μg/l)	\bar{t}_1 (min)	\bar{C}_G (μg/l)	A_c (min×μg/l)	\bar{t}_2 (min)	\bar{C}_G (μg/l)
A	411,95	27,05	8,38	361,77	87,21	6,86
B	416,22	24,72	8,52	360,13	87,18	7,46
C	423,55	25,71	7,91	350,19	84,34	6,86
média	417,24	25,83	8,27	357,36	86,24	7,06

Tabela 5.23 - Propriedades médias do trecho de teste e elementos para o cálculo dos coeficientes de dessorção do traçador gasoso e de reaeração. Teste no Rio Jacaré-Guaçu em 20/09/94.

Posição (Linha de corrente)	$T_c = \bar{t}_2 - \bar{t}_1$ (min)	$U = \frac{(x_2 - x_1)}{T_c}$ (m/s)	$\frac{(\bar{C}_G Q)_1}{(\bar{C}_G Q)_2}$	K_T (Eq. 4.97) (min ⁻¹)	K_T (Eq. 4.94) (min ⁻¹)	K_2 (Eq. 3.99) (dia ⁻¹)
A	60,16	0,42	1,17303	0,002650	0,0028865	
B	62,45	0,40	1,09671	0,001480	0,0015678	
C	58,63	0,43	1,10724	0,001740	0,0018342	
Média	60,41	0,42	1,12566	0,001957	0,002096	4,20
Temperatura média do escoamento: $T = 22^\circ\text{C}$						
Coeficiente de reaeração a 20°C (Eq. 4.90): $K_2(20) = 4,00 \text{ dia}^{-1}$						

5.1.3.1.1 Observações Quanto ao Planejamento das Amostragens

Para fins do planejamento do teste foram utilizados os resultados e a experiência adquirida por ocasião de um outro estudo, anteriormente conduzido para a determinação do coeficiente de dispersão longitudinal no mesmo trecho do Rio Jacaré-Guaçu, juntamente com as medidas de vazão contidas na Tabela 5.21. Para este trabalho utilizou-se um valor para a velocidade média no trecho de mistura da ordem de 0,62 m/s e, no trecho entre as seções 1 e 2, de 0,42 m/s. Estes valores adotados no planejamento para a velocidade de deslocamento do pico da nuvem do traçador fluorescente mostraram-se razoavelmente adequados às necessidades das amostragens.

Para uma comparação dos valores previstos e observados, na Tabela 5.24 são apresentados os tempos característicos das curvas de resposta, segundo a linha de corrente central do escoamento, decorrentes de uma injeção instantânea da substância traçadora. As previsões contidas na Tabela 5.24 são utilizadas na construção das curvas de resposta mostradas na Figura 5.14, onde são também lançados os valores medidos segundo a linha de corrente central.

Cumprе destacar que as condições de teste reinantes no dia 20/09/94 são distintas daquelas adotadas no planejamento. Assim, para fins de cálculo do coeficiente de dessorção do gás foram empregados os valores medidos no final do teste, cujo resumo se apresenta na Tabela 5.25.

Tabela 5.24 - Comparação entre os valores previstos e observados dos tempos característicos das curvas de resposta, utilizados no planejamento da amostragem dos traçadores (Rio Jacaré-Guaçu, 20/09/94).

Descrição	Tempo Previsto (min)		Tempo Observado (min)	
	seção 1	seção 2	seção 1	seção 2
$t_p = \Delta x / V_p$	20	80	21,0	83,0
$T_{d_{10\%}}$ (Eq. 4.71)	15	40	13,5	39
T_b (Eq. 4.70)	4	18	2,5	16,0
t_f (Eq. 4.72)	16	62	18,5	67,0
$T_{d_{25\%}}$ (Eq. 4.65)	25	60	20,0	51,0
$t_{1/2\%}$ (Eq. 4.73)	41	122	38,5	118

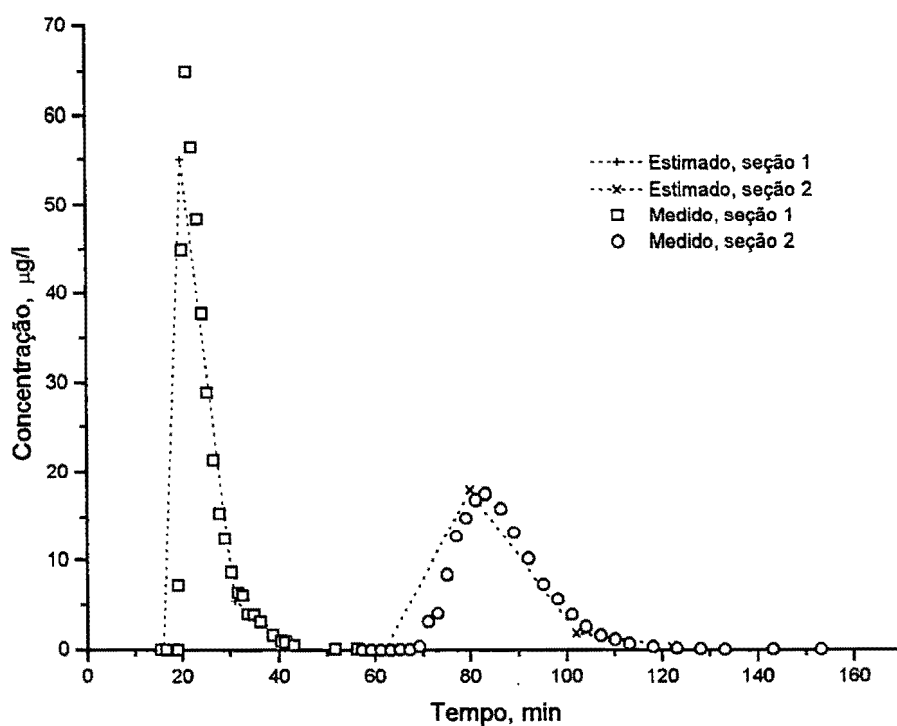


Figura 5.14 - Curvas de resposta esperadas de acordo com planejamento (previsão=linhas pontilhadas) e concentrações efetivamente observadas em cada uma das seções de amostragem. (Teste no Rio Jacaré-Guaçu, em 20/09/1994).

Tabela 5.25 - Características das seções de injeção e de amostragem dos traçadores, conforme medidas feitas ao final do teste de reaeração. (Rio Jacaré-Guaçu, 20/09/94).

Seção	Vazão Q (m ³ /s)	Area A (m ²)	Largura B (m)	Profundidade H=A/B (m)	Velocidade U=Q/A (m/s)
injeção	8,40	18,83	18,0	1,05	0,45
1	8,70	20,92	22,0	0,95	0,42
2	9,06	21,76	16,5	1,32	0,42

5.1.3.1.2 Estimativa da Eficiência da Injeção do Gás

A estimativa da eficiência da injeção do gás é feita com base nas Eqs. (5.1) e (5.2). No cálculo empregam-se os valores da concentração média do patamar do gás, da vazão e do tempo médio de ocorrência do centróide da nuvem de rodamina, todos referidos à seção de amostragem de montante. Admite-se, ainda, que o coeficiente de desdessorção do gás propano no trecho de mistura seja igual àquele medido no trecho entre as seções 1 e 2. Com base nestes valores, calcula-se a taxa de absorção do gás como

$$\begin{aligned} \dot{m}_0 &= (\bar{C}_G \cdot Q)_1 \times \exp \left[(K_T)_G \cdot \bar{t}_1 \right] = \\ &= 8,27 \times 10^{-6} \text{ g/l} \times 8.400 \text{ l/s} \cdot \exp \left(2,096 \times 10^{-3} \times 25,83 \right) = 73,07 \text{ mg/s}. \end{aligned}$$

A taxa de injeção do gás, a partir dos valores medidos da massa injetada e do tempo de injeção, é calculada como

$$\dot{m}_1 = \frac{4.140\text{g}}{89 \text{ min} \times 60 \text{ s/min}} = 775,3 \text{ mg/s}.$$

Assim, a eficiência estimada na injeção será

$$\epsilon_i = \frac{\dot{m}_0}{\dot{m}_1} = \frac{73,07}{775,3} \times 100\% \cong 9\%.$$

Nota-se que esta é uma taxa relativamente alta para o sistema que utiliza difusores porosos na injeção. Esta taxa pôde ser alcançada escolhendo-se o ponto de injeção onde a profundidade do canal era de aproximadamente 2 metros.

5.1.4 Medidas de K_2 no Ribeirão de Caldas

As medidas do coeficiente de reaeração, a partir dos trabalhos de campo conduzidos no Ribeirão de Caldas, no município de Poços de Caldas, Minas Gerais, tiveram em princípio os seguintes objetivos gerais:

- 1- Testar a metodologia (métodos do *pico* e do *patamar*) em escoamentos com pequena lâmina d'água, ressaltando a importância da pré-dissolução do gás traçador;
- 2- Analisar a influência da vazão sobre o coeficiente de reaeração, com base em resultados obtidos em três diferentes estágios do curso d'água;
- 3- Fornecer elementos para a discussão das hipóteses básicas presentes em modelos idealizados, como as calhas de laboratório onde as seções são sempre prismáticas, que diferem dos cursos d'água naturais caracterizados por múltiplas irregularidades;
- 4- Estudar o efeito dos meandros do canal sobre o fenômeno da transferência gasosa, comparando os resultados obtidos em dois sub-trechos: um primeiro trecho reto, com aproximadamente 1500 metros de comprimento, e outro sinuoso com 1350 metros de comprimento;
- 5- Testar a viabilidade do uso da técnica na quantificação de K_2 em curso d'água fortemente poluído, analisando a influência dos poluentes sobre as concentrações das amostras de gás analisadas em laboratório;
- 6- E, finalmente, fornecer para a municipalidade as informações referentes à capacidade de reaeração do curso d'água, com base nos resultados obtidos nos trechos estudados. Estas informações deverão ser úteis na elaboração da melhor estratégia de recuperação da qualidade da água do ribeirão.

Foram realizados três testes com a técnica dos traçadores gasosos no trecho urbano do Ribeirão de Caldas mostrado na Figura 5.15. O primeiro teste foi feito com o *método do pico* em 30/08/94; os outros dois, com o *método do patamar*, realizaram-se em 21/03/95 e em 27/06/95. Em todos os três testes, os postos de injeção e amostragem dos traçadores foram mantidos nas posições indicadas na Figura 5.15. O ponto de injeção foi localizado imediatamente a jusante da ponte da Rua Amazonas, escolhendo-se um local de maior profundidade para obter a melhor absorção e uma mistura mais rápida do gás propano. Para as amostragens dos traçadores as três seções retas foram fixadas às distâncias de 935 m, 2450 m e 3800 m da seção de injeção. Estas são referidas, no texto, como seções 1, 2 e 3, respectivamente.

As declividades indicadas na Figura 5.15 foram calculadas com base nos comprimentos determinados diretamente em uma operação de campo, e nas diferenças de cotas do nível d'água, fornecidas pelo Departamento de Energia Elétrica da Prefeitura Municipal de Poços de Caldas.

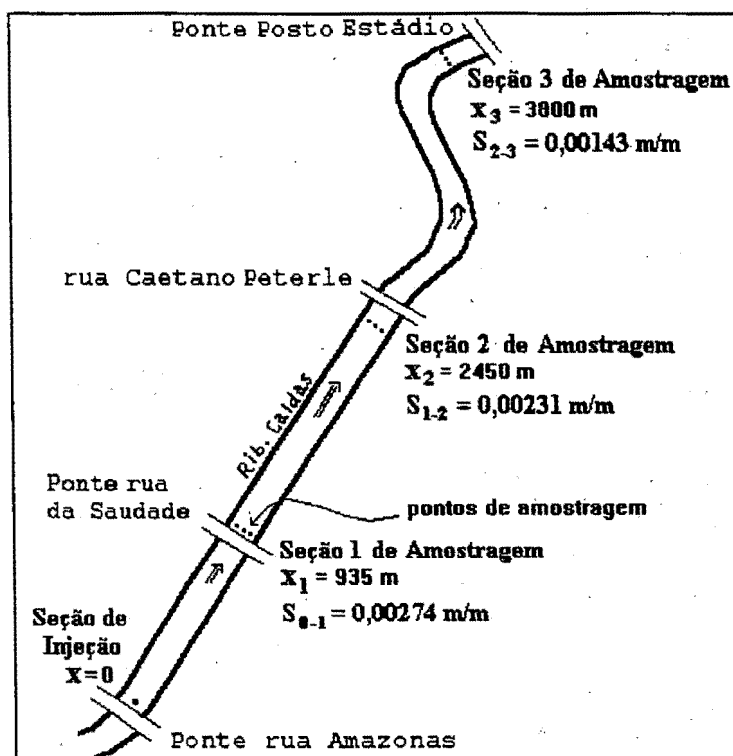


Figura 5.15 - Representação esquemática do trecho urbano do Ribeirão de Caldas usado nos testes com a técnica dos traçadores.

Para o planejamento dos estudos, no dia anterior ao teste de campo foram medidas as vazões nas seções escolhidas para a injeção e para as amostragens dos traçadores. Estas medições, feitas com o uso de molinete hidrométrico, serviram para o estabelecimento dos postos de amostragem e para o planejamento das injeções e intervalos de amostragem dos traçadores. Um ponto de referência para o nível d'água na seção de injeção foi marcado para que se tivesse a indicação de uma eventual variação de vazão durante o teste.

Os dados preliminarmente obtidos com molinete hidrométrico foram processados na noite anterior ao teste, sendo os cálculos feitos pelo método da meia-seção (item 4.5.1). Os gráficos da vazão lateralmente acumulada a partir da margem esquerda, em função da distância a esta margem, foram utilizados para a obtenção do ponto de injeção dos traçador (seção de injeção) e dos pontos de amostragens em cada uma das três seções de medição. Na manhã do dia do teste, estes pontos foram sinalizados utilizando-se cordas esticadas transversalmente sobre cada seção reta. Detalhes relativos a estes procedimentos, comuns a todos os testes, foram apresentados na seção 4.5.2.

Antes de dar início às injeções do gás e da rodamina, amostras foram colhidas em cada um dos pontos de amostragem para as referências de fundo, ou "branco", dos aparelhos analíticos. Estas amostras, bem como aquelas que foram recolhidas nos testes de reaeração, foram retornadas ao laboratório e acondicionadas com temperatura constante. Na tarde do dia posterior ao do teste analisaram-se as amostras do gás e, à noite, foram feitas as análises das amostras de rodamina.

Descrevem-se a seguir cada um destes testes juntamente com um resumo das operações de cálculo dos coeficientes de reaeração correspondentes.

5.1.4.1 Medidas de K_2 no Ribeirão de Caldas em 30/08/94 com o Uso do Método do Pico

O primeiro teste realizado no Ribeirão de Caldas teve início na manhã do dia 30, com as injeções simultâneas do gás e da rodamina a partir das 9:32 horas; este instante foi tomado como $t=0$ para todas as análises posteriores. As injeções prosseguiram por 31 minutos e se mantiveram com taxas constantes em todo este intervalo. A taxa de injeção do gás foi de 11,6 g/min. Para a rodamina adotou-se a taxa de 62,44 ml/min, de solução de concentração $50,5 \times 10^6 \mu\text{g/l}$.

No total foram injetados 360 g de gás propano e, aproximadamente, 1.935,8 ml da solução de rodamina-WT na concentração acima especificada. Na forma fornecida pelo fabricante, a solução concentrada de rodamina-WT (solução 20%) tem densidade 1,19. Contudo, se se admite que a solução diluída tem densidade próxima à da água, a massa injetada foi de aproximadamente 97,8 g de rodamina-WT.

Para a injeção da solução de rodamina-WT, o frasco de Mariotte foi amarrado no guarda-corpo da ponte da Rua Amazonas, mantendo-se suspenso sobre a superfície da água no ponto escolhido para a injeção. A Figura 5.16 procura ilustrar a injeção contínua da rodamina mas, devido à sombra, o frasco de Mariotte não está visível sob a ponte. Nota-se que no campo próximo, dada à pouca mistura, o traçador ainda mantém aparente a sua coloração avermelhada.

Para a injeção do gás propano foi utilizado o sistema descrito na seção 4.6 (esquema representado na Figura 4.5); como referência para o ponto de injeção do gás, a extremidade da linha de recalque foi posicionada junto no fundo do curso d'água, na mesma vertical da injeção da rodamina.

Em cada uma das três seções de amostragem, em três pontos distintos, foram colhidas as amostras do gás e da rodamina para posterior análise em laboratório. Por seção, foram colhidas 90 amostras para a rodamina-WT, sendo 30 por ponto de amostragem, e um total de 21 amostras para o gás propano dissolvido,

sendo 7 por ponto de amostragem. Assim, no teste completo foram obtidas 270 amostras de rodamina-WT e 63 amostras do gás propano dissolvido em água.



Figura 5.16 - Injeção contínua da rodamina no escoamento sob a Ponte da Rua Amazonas. Teste de reaeração no Ribeirão de Caldas, em 30/08/94.

A Tabela 5.26 contém as características das seções de amostragem e dos trechos de teste, bem como um resumo dos resultados encontrados no processamento dos dados das medidas de campo.

Tabela 5.26 - Características das seções de injeção e amostragem dos traçadores - Teste no Ribeirão de Caldas em 30/08/94.

Seção	Vazão Q (m ³ /s)	Área A (m ²)	Largura B (m)	Profundidade H=A/B (m)	Velocidade U=Q/A (m/s)
injeção	0,385	2,10	7,00	0,30	0,183
1	0,45	1,76	9,20	0,19	0,254
2	0,451	1,43	10,80	0,13	0,315
3	0,479	1,36	9,40	0,14	0,354

A coleta de amostras para o traçador fluorescente teve início às 10:05 horas na seção 1 e prosseguiu até às 12:02 horas. Na seção 2, foi iniciada às 11:09 h e terminou às 13:27 h e, na seção 3, efetuou-se no intervalo das 12:00 h às 16:07 h. Para o traçador gasoso, pelo fato de que o objetivo era apenas medir o pico da concentração do gás, os intervalos de coleta das amostras foram: para a seção 1, das 10:20 h às 10:53 h; para a seção 2, das 11:30 h às 11:21 h; e para a seção 3, das 12:20 h às 13:30 h.

Nas operações de campo contou-se com a participação de oito profissionais, distribuídos em cada um dos postos de injeção e amostragem. Para os procedimentos de injeção foram necessários, inicialmente, dois operadores, mantendo-se, posteriormente, apenas um nesta seção para as operações de monitoramento da pressão do cilindro do gás e da temperatura da água do escoamento.

Dada a proximidade da primeira seção de amostragem ao ponto de injeção, a passagem da nuvem traçadora se fez rapidamente por esta seção, exigindo que a amostragem da rodamina se fizesse em intervalos de um minuto, para uma boa definição do ramo de ascensão da curva de resposta e para melhor identificar o pico de concentração. Isto exigiu o trabalho de três operadores nesta seção: dois para a coleta manual das amostras e um para as anotações dos tempos de amostragem em caderneta. Nas outras seções, em função da passagem mais lenta da nuvem dos traçadores pelos pontos de amostragem, apenas dois operadores foram necessários para a execução das tarefas.

A Figura 5.17 ilustra os preparativos para a injeção do traçador gasoso. Notam-se o sistema moto-bomba, as mangueiras de sucção e recalque e o dispositivo de proteção e transporte do cilindro do gás. A Figura 5.18 ilustra os trabalhos de amostragem na última seção; junto à margem do curso d'água vêem-se os anemômetros utilizados para o monitoramento da velocidade do vento. Em todo o intervalo de teste, a velocidade do vento medida neste local atingiu valores máximos entre 0,1 m/s e 0,2 m/s.

Os resultados das análises das amostras em laboratório são mostrados na Figura 5.19. Nesta figura são apresentados três gráficos, cada um deles contendo as respostas segundo uma determinada linha de corrente. Os números 1, 2 e 3 correspondem às seções de amostragem, enquanto as letras A, B e C distinguem os gráficos e indicam as linhas de corrente, respectivamente, mais próxima à margem esquerda, central e mais próxima à margem direita.



Figura 5.17 - Equipamento de injeção do traçador gasoso sendo preparado para o teste de 30/08/94 no Ribeirão de Caldas.



Figura 5.18 - Amostragem dos traçadores gasoso e fluorescente na seção 3 do canal urbano do Ribeirão de Caldas (Teste de 30/08/94).

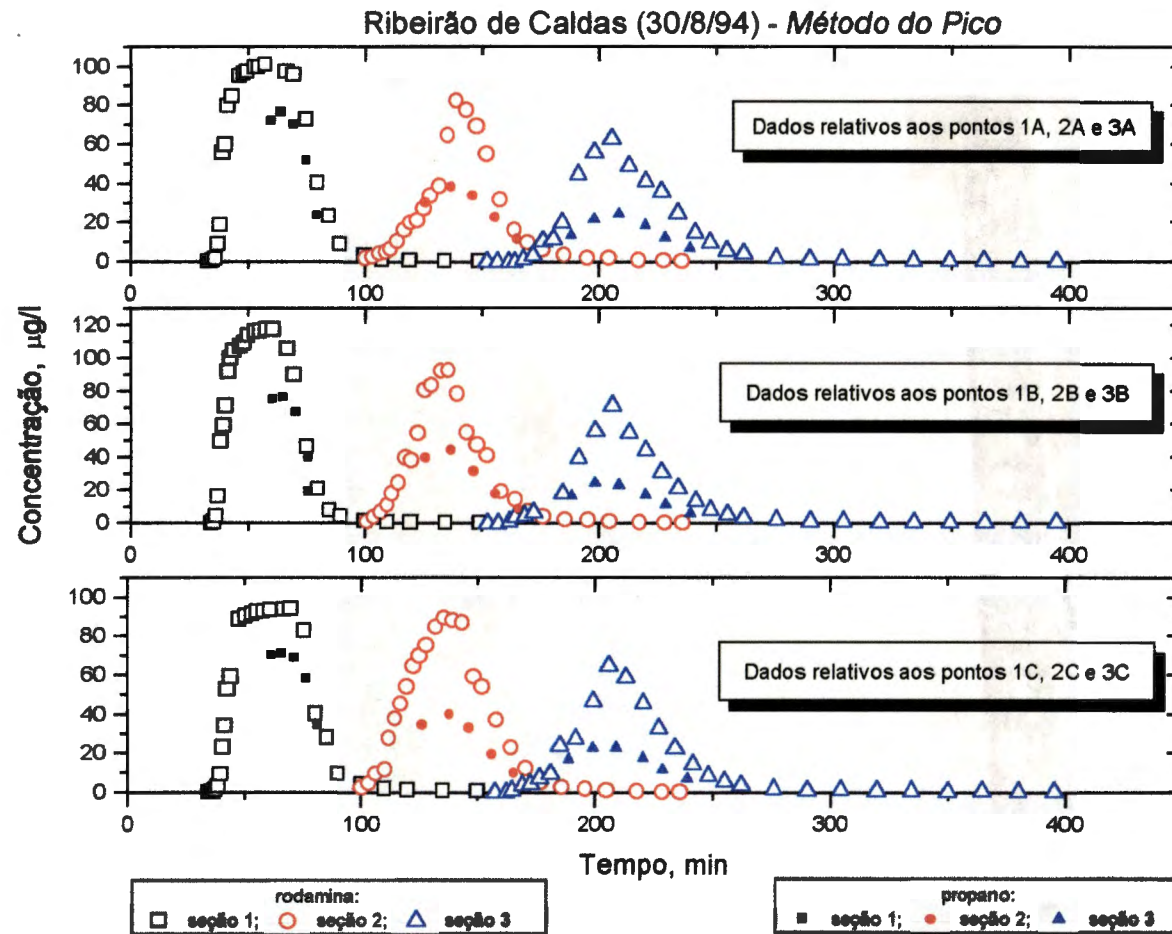


Figura 5.19 - Curvas de resposta da rodamina e do gás propano dissolvido em cada uma das seções de amostragem e ao longo de três diferentes linhas de corrente (Ribeirão de Caldas, teste em 30 de agosto de 1994 - método do pico: injeções simultâneas do gás e da rodamina por 31 minutos).

As áreas das curvas de concentração-tempo (curvas C_c versus t) foram determinadas a partir do esquema de integração numérica da Eq. (4.93). Para uma melhor precisão dos resultados, foram adotados intervalos de tempo suficientemente pequenos, de modo a definir adequadamente a forma e, por conseguinte, a área da curva de resposta. Para isto, cada curva foi traçada separadamente em papel milimetrado, na forma de uma curva contínua interpolando os pontos medidos. Assim, para o cálculo, ao invés dos dados reais, foram selecionados os valores interpolados de melhor ajuste.

As áreas das curvas de resposta calculadas, os tempos de ocorrência dos picos e as concentrações do gás propano correspondentes são mostrados na Tabela 5.27. Estes valores foram utilizados no cálculo do coeficiente de reaeração, conforme item 4.10.1.1. Os resumos dos resultados de cálculo de K_2 são apresentados nas Tabelas 5.28 e 5.29, para os trechos 1-2, reto, e 2-3, em meandros, respectivamente.

Tabela 5.27 - Propriedades das curvas de concentração-tempo para o cálculo do coeficiente de reaeração superficial. Trecho 1-2 - Teste no Ribeirão de Caldas em 30/08/94.

	Posição no Escoamento	A_c (Eq. 4.93) (min. $\mu\text{g/l}$)	t_p (min)	$(C_G)_{\text{pico}}$ ($\mu\text{g/l}$)	$(C_c)_{\text{pico}}$ ($\mu\text{g/l}$)
Seção 1	1 A	3838	65,0	76,2	101,0
	1 B	3905	62,0	78,0	120,0
	1 C	3635	66,5	70,9	99,0
	Média:	3793	64,5	75,0	106,7
Seção 2	2 A	(2526)	(140)	(38,0)	(83,1)
	2 B	3065	136	45,0	92,2
	2 C	3606	136	41,5	89,3
	Média:	3336	136	43,3	90,8
Seção 3	3 A	2852	203	25,1	64,1
	3 B	2831	206	25,4	72,0
	3 C	2562	208	23,9	66,0
	Média:	2748	205,7	24,8	67,4

() Valores não considerados nos cálculos das médias.

Tabela 5.28 - Propriedades médias do trecho 1-2 e elementos para o cálculo dos coeficientes de dessorção do traçador gasoso e de reeração. Teste no Ribeirão de Caldas em 30/08/94.

Posição (Linha de corrente)	$T_p = t_{p_2} - t_{p_1}$ (min)	Velocidade Média $U = (x_2 - x_1)/T_p$ (m/s)	$(R_r)_1/(R_r)_2$ (Eq. 4.92)	K_T (Eq. 4.91) (min ⁻¹)	K_2 (Eq. 3.99) (dia ⁻¹)
A	(75,0)	(0,337)	(1,516)	(0,0122)	
B	74,0	0,341	1,271	0,00711	
C	69,5	0,363	1,006	0,00631	
Média	71,75	0,352	1,139	0,00671	13,4

Temperatura do escoamento: $T = 21^\circ\text{C}$
 Coeficiente de reeração a 20°C (Eq. 4.90): $K_2(20) = 13,1 \text{ dia}^{-1}$

() Valores não considerados nos cálculos das médias.

Tabela 5.29 - Propriedades médias do trecho 2-3 e elementos para o cálculo dos coeficientes de dessorção do traçador gasoso e de reeração. Teste no Ribeirão de Caldas em 30/08/94.

Posição (Linha de corrente)	$T_p = t_{p_3} - t_{p_2}$ (min)	Velocidade Média $U = (x_3 - x_2)/T_p$ (m/s)	$(R_r)_2/(R_r)_3$ (Eq. 4.92)	K_T (Eq. 4.91) (min ⁻¹)	K_2 (Eq. 3.99) (dia ⁻¹)
A	(63,0)	(0,357)	(0,888)	(0,00058)	
B	70,0	0,321	1,085	0,00580	
C	72,0	0,313	1,315	0,00727	
Média	71,0	0,317	1,200	0,00653	13,1

Temperatura do escoamento: $T = 21^\circ\text{C}$
 Coeficiente de reeração a 20°C (Eq. 4.90): $K_2(20) = 12,8 \text{ dia}^{-1}$

() Valores não considerados nos cálculos das médias.

Nos cálculos dos coeficientes de reeração dos trechos 1-2 e 2-3 foram desprezados os dados referidos ao ponto de amostragem A (linha de corrente $\Delta Q/Q=16,7\%$) da seção 2. Isto se deu porque o ramo de ascensão da curva de resposta da rodamina, correspondente àquele ponto, apresentou uma deformação anômala, como se nota na representação gráfica da Figura 5.19. Essa anomalia traduziu-se num resultado incoerente para a área da curva de resposta calculada, conforme se vê na Tabela 5.27: a área da curva de resposta na seção 2, segundo a linha de corrente A, é menor do que a correspondente na seção 3.

Embora não se possa justificar com absoluta segurança, especula-se, com base na observação de um dos membros da equipe, que a causa do problema



tenha sido um despejo líquido, ocorrido na margem esquerda do canal, entre as estações de amostragem 1 e 2. Este despejo seria oriundo de atividade de lavagem de carros em posto de gasolina localizado no trecho ao longo da avenida marginal do ribeirão. Ocorrendo por um curto intervalo de tempo, teria afetado durante um certo período mais significativamente as concentrações da rodamina no ponto de amostragem A da seção 2, uma vez que este ponto encontra-se mais próximo da margem esquerda do canal. A título de ilustração, na Figura 5.20, a aproximadamente 100 metros a montante da seção 2, vê-se, ao fundo, o despejo lateral enquanto estava ocorrendo.



Figura 5.20 - Vista parcial da seção 2 de amostragem e do trecho de teste retilíneo. Identifica-se, ao fundo, um despejo lateral ocorrendo no curso d'água. (Teste no Ribeirão de Caldas em 30/08/94).

5.1.4.2 Medidas de K_2 no Ribeirão de Caldas em 21/03/95 com o Uso do Método do Patamar

Às 9:02 h da manhã do dia 21 de março de 1995, 345,9 gramas de rodamina-WT, solução 20%, diluídos em aproximadamente 10 litros de água, foram liberados instantaneamente em um ponto da seção de injeção, sobre a linha de corrente correspondente a $\Delta Q/Q=50\%$. Um pouco antes, às 8:19 h, tivera início uma injeção contínua do gás propano, utilizando-se o dispositivo moto-bomba de pré-dissolução. Para que fosse atingido o estado permanente de concentração do gás em todas as seções de amostragem, a injeção prolongou-se por 4 horas e 40 minutos,



com uma taxa de 682 gramas de C_3H_8 por hora, perfazendo um total injetado de 3.410 g do gás.

Preliminarmente aos trabalhos de campo com a técnica dos traçadores, na tarde do dia 20/03/95, foram feitas as medidas de vazão, tanto na seção de injeção, quanto nas três seções de amostragem. Com base nestas medidas, cujos resultados são resumidamente apresentados na Tabela 5.30, foram determinadas as posições de amostragem em cada uma das três estações, bem como o ponto de injeção dos traçadores, seguindo os procedimentos descritos na seção 4.5.2. Durante o teste do dia 21, a distribuição do pessoal nas operações de campo foi a mesma do teste do dia 30/08/94.

Tabela 5.30 - Características das seções de injeção e de amostragem dos traçadores, de acordo com medidas no Ribeirão de Caldas em 20/03/95, utilizadas no planejamento do teste.

Seção	Vazão Q (m ³ /s)	Área A (m ²)	Largura B (m)	Profundidade H=A/B (m)	Velocidade U=Q/A (m/s)
injeção	2,1	4,35	9,70	0,45	0,47
1	3,0	4,85	10,20	0,49	0,64
2	3,1	4,67	11,50	0,41	0,64
3	3,1	4,63	9,70	0,48	0,66

Na primeira seção, a amostragem para a rodamina-WT foi iniciada às 9:18 h do dia 21. Dada a proximidade desta seção do ponto de injeção, a rápida passagem da nuvem do traçador fluorescente exigiu que amostragem se fizesse, inicialmente, em intervalos de 1 minuto para assegurar uma boa definição do ramo de ascensão da curva de resposta. A primeira amostra do gás na seção 1 foi colhida às 10:02 h e, a partir desta, a cada 5 minutos foram colhidas novas amostras, até perfazer um total de 5 amostras por ponto de amostragem (na seção, 15 amostras para o gás propano).

As amostragens para o traçador fluorescente, nas seções 2 e 3, foram iniciadas às 9:54 h e 10:17 h, respectivamente, e prosseguiram até às 11:46 h e 12:48 h. Para o gás, na seção 2, a primeira amostra foi colhida às 11:32 h e, na seção 3, às 12:30 h. Do mesmo modo que na seção 1, as amostras do gás foram colhidas em intervalos de 5 minutos, perfazendo um total de 15 amostras por seção, ou seja, 5 amostras por ponto de amostragem.

Os resultados das análises das amostras do gás e da rodamina são apresentados na Figura 5.21. Esta figura ilustra a concentração do gás e a variação da concentração da rodamina com o tempo nas três estações, 1, 2 e 3, segundo as três diferentes linhas de corrente, A, B e C, escolhidas para a amostragem. A figura evidencia, ainda, uma falha no procedimento da amostragem nas seções 2 e 3; nestas seções a amostragem começou tarde, não tendo sido observada a chegada da frente da nuvem do traçador fluorescente. Este problema surgiu em decorrência da imprecisão das estimativas feitas para o planejamento geral da amostragem, quando foram utilizados modelos empíricos para as previsões dos tempos característicos das curvas de resposta.

A justificativa apresentada acima para a falha no planejamento pôde ser confirmada com a comparação dos tempos realmente observados, mostrados na Figura 5.21, com as previsões feitas conforme item 4.8.1.1. Nas previsões, o cronograma da amostragem baseia-se numa estimativa da velocidade média do deslocamento do pico da nuvem do traçador. Contudo, no planejamento trabalhou-se com um valor da velocidade média igual a 0,6 m/s, apoiando-se nos resultados obtidos das medidas de vazão com o uso de molinete hidrométrico (Tabela 5.30).

Na Tabela 5.31 estão contidos os valores previstos e observados dos tempos característicos das curvas de resposta, decorrentes de uma injeção instantânea da substância traçadora. Os valores observados são aqueles obtidos segundo a linha de corrente central (B) do escoamento, onde $\Delta Q/Q=50\%$. Os valores previstos foram utilizados na construção gráfica mostrada na Figura 5.22, com a forma do diagrama de resposta da Figura 4.23. Para visualização, na Figura 5.23 são lançados os valores medidos de concentração, juntamente com o diagrama de resposta aproximado construído de acordo com as fórmulas de previsão. Por simplicidade, na Figura 5.23 apresentam-se, apenas, as concentrações medidas segundo a linha de corrente central.

O valor da velocidade adotada no planejamento equivale a aproximadamente 75% da velocidade efetivamente observada nos ensaios de campo, referida ao deslocamento do pico da nuvem de concentração. Assim, conforme se nota na Tabela 5.31, os tempos de ocorrência do pico, utilizados no planejamento, superam em aproximadamente 33% os valores verdadeiros.

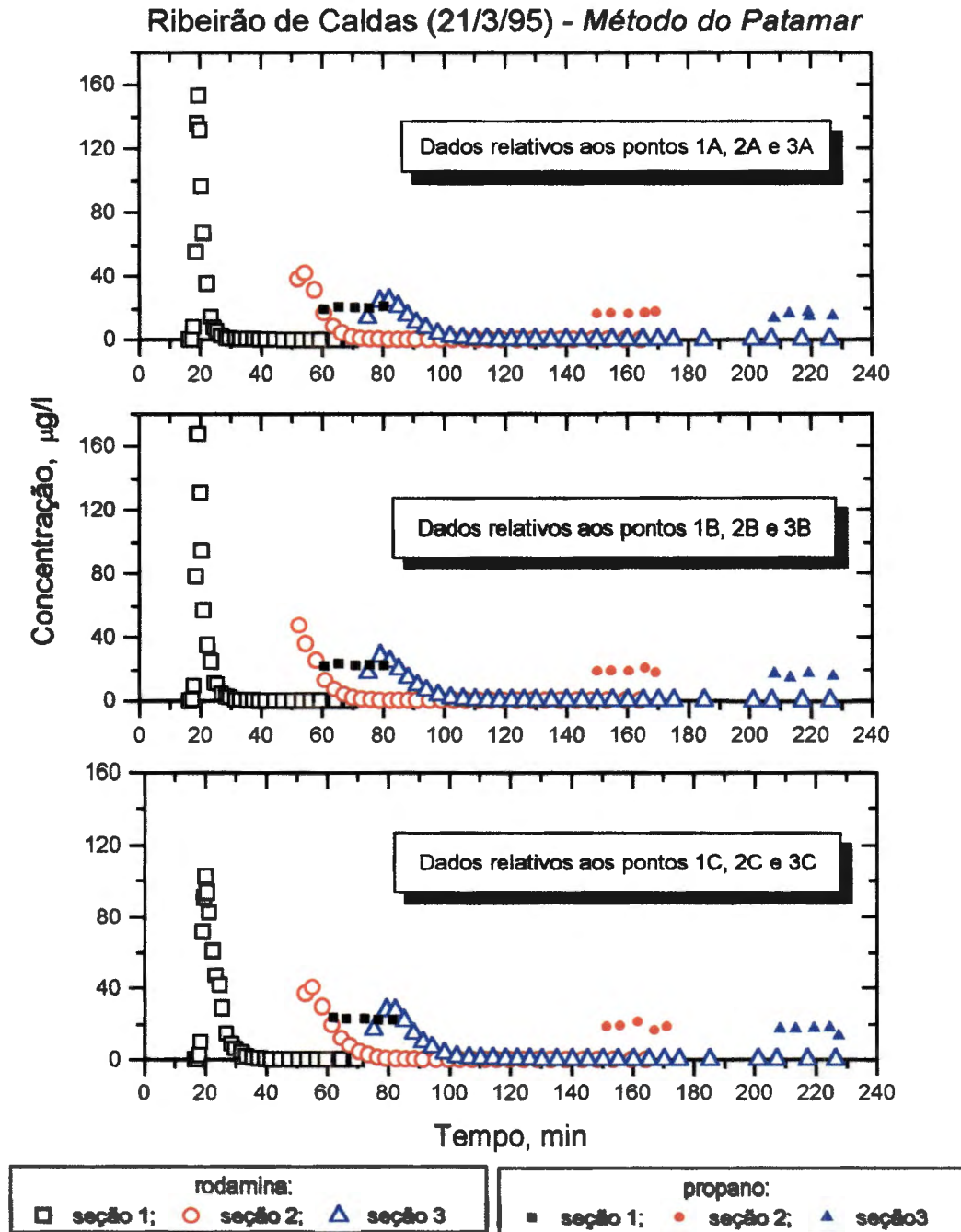


Figura 5.21 - Valores medidos das concentrações da rodamina e do gás propano dissolvidos em cada uma das seções de amostragem e ao longo de três diferentes linhas de corrente (Ribeirão de Caldas, teste em 21 de março de 1995 - método do patamar: injeção do gás por 4 horas e 40 minutos).

Tabela 5.31 - Comparação entre os valores previstos e observados dos tempos característicos utilizados no planejamento da amostragem dos traçadores (Ribeirão de Caldas, 21/03/95).

Descrição	Tempo de Ocorrência (min) (previsão)			Tempo de Ocorrência (min) (observado)		
	seção 1	seção 2	seção 3	seção 1	seção 2	seção 3
$t_p = \Delta x / V_p$	26	68	106	19,5	52,5	79,1
$T_{d_{10\%}}$ (Eq. 4.71)	20	47	69	7	-	-
T_b (Eq. 4.70)	7	16	23	2,5	-	-
t_r (Eq. 4.72)	19	52	83	17,0	-	-
$T_{d_{25\%}}$ (Eq. 4.65)	48	99	138	11	-	-
$t_{i_{25\%}}$ (Eq. 4.73)	67	151	221	28,3	72	110

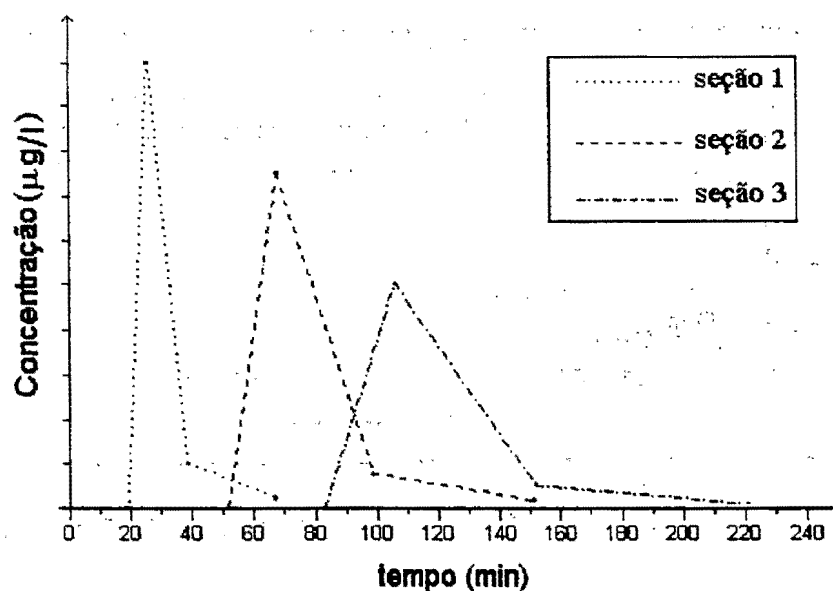


Figura 5.22 - Visualização gráfica dos resultados apresentados na Tabela 5.31 para o comportamento aproximado das curvas de resposta do traçador fluorescente. Valores esperados de acordo com o planejamento do teste de reatracção no Ribeirão de Caldas (21/03/1995).

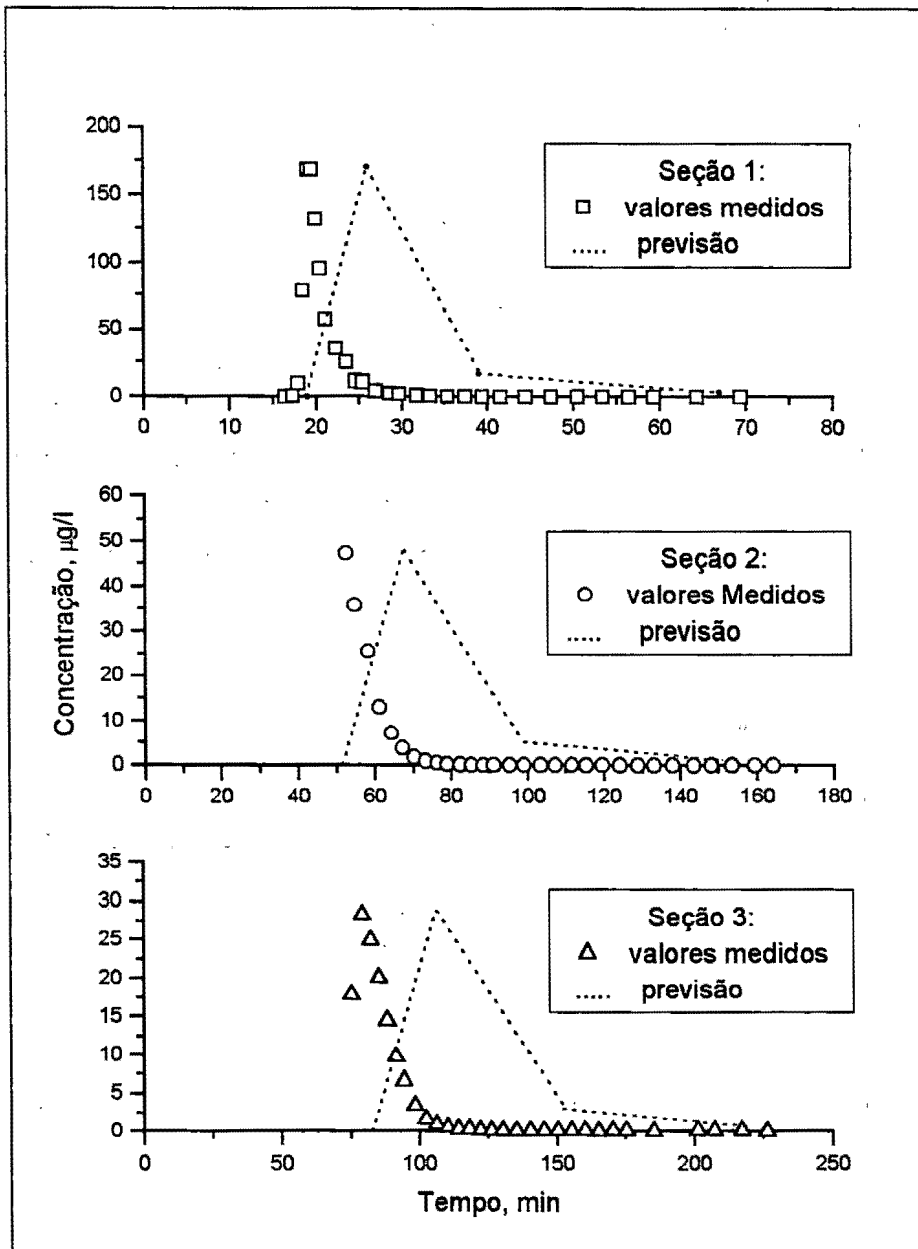


Figura 5.23 - Curvas de resposta esperadas de acordo com planejamento de amostragem (previsão=linhas pontilhadas) e concentrações efetivamente observadas em cada uma das seções de amostragem. (Teste no Ribeirão de Caldas, em 21/03/1995).

O presente problema evidencia a importância do uso de fluorímetros nas operações de campo, no monitoramento da nuvem do traçador. Para este estudo, dispondo-se de apenas um fluorímetro, o mesmo foi instalado na seção 1, o que permitiu detectar a chegada da frente da nuvem do traçador fluorescente num instante anterior ao programado. Este resultado permitiu o pronto replanejamento da

amostragem na seção 1 e, também, sugeriu a antecipação da amostragem nas duas outras seções. Na seção 1, a amostragem foi antecipada em 2 minutos.

A não realização da amostragem completa do traçador fluorescente impossibilitou a obtenção da área da curva de resposta e inviabilizou o cálculo do coeficiente de dessorção do traçador gasoso pela Eq. (4.96). Por isso, e também considerando-se a proximidade da seção do canal com a forma prismática, a Eq. (4.97) foi utilizada para a determinação de K_T , adotando-se $T_C \equiv T_p$.

Um resumo dos resultados dos testes de campo, que entram no cálculo de K_T pela Eq. (4.97), é apresentado na Tabela 5.32. Na tabela, juntamente com o valor médio de cinco concentrações medidas (concentração do patamar do gás) é incluída uma medida de incerteza, na forma do desvio-padrão. Os resultados dos cálculos de K_T e K_2 , para cada um dos trechos, são apresentados resumidamente nas Tabelas 5.33 e 5.34.

Tabela 5.32 - Resultados para os tempos de ocorrência dos picos de concentração da rodamina e concentrações médias do gás propano. (Ribeirão de Caldas, 21/03/95).

Posição no Escoamento (linha de corrente)	seção 1		seção 2		seção 3	
	t_p (min)	$\bar{C}_G \pm s$ ($\mu\text{g/l}$)	t_p (min)	$\bar{C}_G \pm s$ ($\mu\text{g/l}$)	t_p (min)	$\bar{C}_G \pm s$ ($\mu\text{g/l}$)
A	19,55	20,68 \pm 0,58	53,38	17,28 \pm 0,46	80,76	15,17 \pm 1,41
B	19,26	22,81 \pm 0,56	52,50	19,34 \pm 0,94	79,06	16,49 \pm 0,88
C	20,29	23,01 \pm 0,43	54,64	19,18 \pm 1,48	80,40	16,52 \pm 1,69

Tabela 5.33 - Propriedades médias do trecho 1-2 e elementos para o cálculo dos coeficientes de dessorção do traçador gasoso e de reaeração. Teste no Ribeirão de Caldas em 21/03/95.

Posição (Linha de corrente)	$T_p = t_{p_2} - t_{p_1}$ (min)	Velocidade Média $U = (x_2 - x_1)/T_p$ (m/s)	$\frac{(\bar{C}_G Q)_1}{(\bar{C}_G Q)_2}$	K_T (Eq. 4.97) (min^{-1})	K_2 (Eq. 3.99) (dia^{-1})
A	33,83	0,75	1,158154	0,004340	
B	33,24	0,76	1,141375	0,003978	
C	34,35	0,74	1,160988	0,004346	
Média	33,81	0,75	1,153506	0,004221	8,45

Temperatura média do escoamento: $T = 20,5^\circ\text{C}$

Coefficiente de reaeração a 20°C (Eq. 4.90): $K_2(20) = 8,35 \text{ dia}^{-1}$

Tabela 5.34 - Propriedades médias do trecho 2-3 e elementos para o cálculo dos coeficientes de dessorção do traçador gasoso e de reaciação. Teste no Ribeirão de Caldas em 21/03/95.

Posição (Linha de corrente)	$T_p = t_{p_3} - t_{p_2}$ (min)	Velocidade Média $U = (x_3 - x_2)/T_p$ (m/s)	$\frac{(\bar{C}_G Q)_2}{(\bar{C}_G Q)_3}$	K_T (Eq. 4.97) (min ⁻¹)	K_2 (Eq. 3.99) (dia ⁻¹)
A	27,38	0,82	1,139090	0,004756	
B	26,56	0,85	1,172832	0,006002	
C	25,76	0,87	1,161017	0,005796	
Média	26,57	0,85	1,157646	0,005518	11,04

Temperatura média do escoamento: $T = 20,5^\circ\text{C}$
 Coeficiente de reaciação a 20°C (Eq. 4.90): $K_2(20) = 10,90 \text{ dia}^{-1}$

5.1.4.2.1 Estimativa da Eficiência da Injeção do Gás

Para uma estimativa da eficiência da injeção do gás, de modo semelhante ao realizado nos testes anteriormente descritos, utilizam-se as Eqs. (5.1) e (5.2). Com os valores referidos à seção de amostragem de montante da concentração média do patamar do gás, da vazão e do tempo médio de ocorrência do pico da nuvem de rodamina e, ainda, admitindo-se que o coeficiente de dessorção do propano no trecho de mistura é igual àquele medido no trecho entre as seções 1 e 2, faz-se o cálculo da eficiência como

$$\varepsilon_i = \frac{\dot{m}_0}{\dot{m}_i} = \frac{(\bar{C}_G \cdot Q)_1 \cdot \exp[(K_T)_e \cdot t_{p1}]}{\text{massa injetada / tempo de injeção}} =$$

$$= \frac{22,17 \times 10^{-6} \text{ g/l} \times 3.000 \text{ l/s} \cdot \exp(4,221 \times 10^{-3} \times 19,70)}{3.410 \text{ g} / (280 \text{ min} \times 60 \text{ s/min})}$$

Portanto, a eficiência estimada na injeção será

$$\varepsilon_i = \frac{72,3 \text{ mg/s}}{203,0 \text{ mg/s}} \cong 36\%$$

que é um valor bem superior ao normalmente encontrado com o uso de difusores porosos, pelos procedimentos convencionais.

5.1.4.3 Medidas de K_2 no Ribeirão de Caldas em 27/06/95 com o Uso do Método do Patamar

Às 9:40 h da manhã do dia 27 de junho de 1995, 176,8 gramas de rodamina-WT, solução 20%, diluídos em aproximadamente 10 litros de água, foram liberados instantaneamente em um ponto da seção de injeção, sobre a linha de corrente central. Neste mesmo instante, teve início uma injeção contínua do gás propano, com a utilização do dispositivo moto-bomba de pré-dissolução. Para que fosse atingido o estado permanente de concentração do gás em todas as seções de amostragem, a injeção prolongou-se até às 14:48 h, perfazendo um total de 5 horas e 8 minutos de injeção. Assim, com a injeção a uma taxa constante de 276,6 gramas de C_3H_8 por hora, foram consumidos 1.420 g do gás no teste.

Para fins de planejamento, preliminarmente aos trabalhos de campo com a técnica dos traçadores, na tarde do dia 26/06/95 foram feitas as medidas de vazão, tanto na seção de injeção, quanto em cada uma das três seções de amostragem. Com base nestas medidas, cujos resultados são apresentados resumidamente na Tabela 5.35, foram determinadas as posições de amostragem em cada uma das três estações, bem como o ponto de injeção dos traçadores, seguindo os procedimentos descritos na seção 4.5.2. A distribuição do pessoal nas operações de campo foi feita à semelhança do realizado no teste de 30/08/94.

Neste terceiro teste de reaeração no Ribeirão de Caldas, além da determinação de K_2 , buscou-se também estudar o possível efeito da ação de microorganismos decompositores sobre a concentração do gás propano dissolvido em água. Esta ação poderia se manifestar dentro do próprio curso d'água, ao longo do período de teste, ou na amostra, durante o período de acondicionamento que antecede a sua análise pela técnica cromatográfica. Assim, para tornar possível tal estudo, um conjunto maior de amostras do gás foi recolhido: por ponto de amostragem, um total de 9 amostras do gás foi obtido ao longo do tempo, sendo que 4 destas receberam imediatamente uma dose de 0,5 ml de formalina, um forte bactericida (formaldeído 27%), enquanto às outras cinco não foi adicionado nenhum conservante. Um tratamento estatístico destes dados, de acordo com a apresentação feita no item 5.4, mostrou que, ao menos para o intervalo de tempo de acondicionamento adotado, a ação de microorganismos não afetou significativamente as concentrações das amostras. Por isso, todos os valores medidos da concentração do gás foram utilizados no cálculo do coeficiente de dessorção do propano.

Tabela 5.35 - Características das seções de injeção e amostragem dos traçadores - Medidas no Ribeirão de Caldas, em 26/03/95, utilizadas no planejamento do teste do dia 27/06/95.

Seção	Vazão Q (m ³ /s)	Área A (m ²)	Largura B (m)	Profundidade H=A/B (m)	Velocidade U=Q/A (m/s)
injeção	0,80	2,81	9,60	0,29	0,29
1	0,80	2,68	9,80	0,27	0,30
2	0,84	2,36	11,00	0,21	0,36
3	0,84	2,43	9,40	0,26	0,35

No teste de campo, a amostragem para a rodamina-WT, na primeira seção foi iniciada às 10:03 h do dia 21 e prolongou-se até às 11:14 h. Para assegurar uma boa definição do ramo de ascensão da curva de resposta, intervalos de amostragem tão curtos quanto 1 minuto foram inicialmente adotados, em função da rápida passagem da nuvem do traçador fluorescente pelos três pontos de observação na seção 1. Nas seções 2 e 3 a amostragem da rodamina deu-se, respectivamente, a partir das 10:45 h e 11:15 h, estendendo-se, pela ordem, até às 13:19 h e 14:10 h.

A primeira amostra do gás na seção 1 foi colhida às 13:35 h e, a partir desta, a cada 3 minutos foram colhidas novas amostras, até perfazer o total de 9 amostras por ponto de amostragem (na seção, 27 amostras para o gás propano). Na ordem de coleta, as amostras pares receberam a adição do bactericida.

Os resultados das análises das amostras do gás e da rodamina são apresentados na Figura 5.24. Nesta figura têm-se as concentrações do gás e da rodamina lançadas contra o tempo, em gráficos referidos às três estações, 1, 2 e 3, para as três diferentes linhas de corrente, A, B e C, escolhidas para a amostragem.

De acordo com o requerido pelo *método do patamar*, as concentrações de rodamina foram normalizadas, conforme a Eq. (4.95), seção 4.10.1.2, requerendo a determinação das áreas das curvas de concentração da rodamina em função do tempo (curvas C_c versus t). As áreas das curvas de resposta, A_c , foram determinadas a partir do esquema de integração numérica da Eq. (4.93). Nos cálculos, ao invés dos dados reais, foram selecionados os valores das curvas suaves de melhor ajuste, que foram adequadamente traçadas em papel milimetrado.

Os tempos médios da passagem da nuvem do traçador fluorescente pelos pontos de amostragem também entram num cálculo preliminar para o coeficiente de dessorção do propano, pela Eq. (4.97). Para estes tempos empregou-se a Eq. (4.98), com os mesmos pares de dados de C_c e t utilizados nos cálculos de A_c .

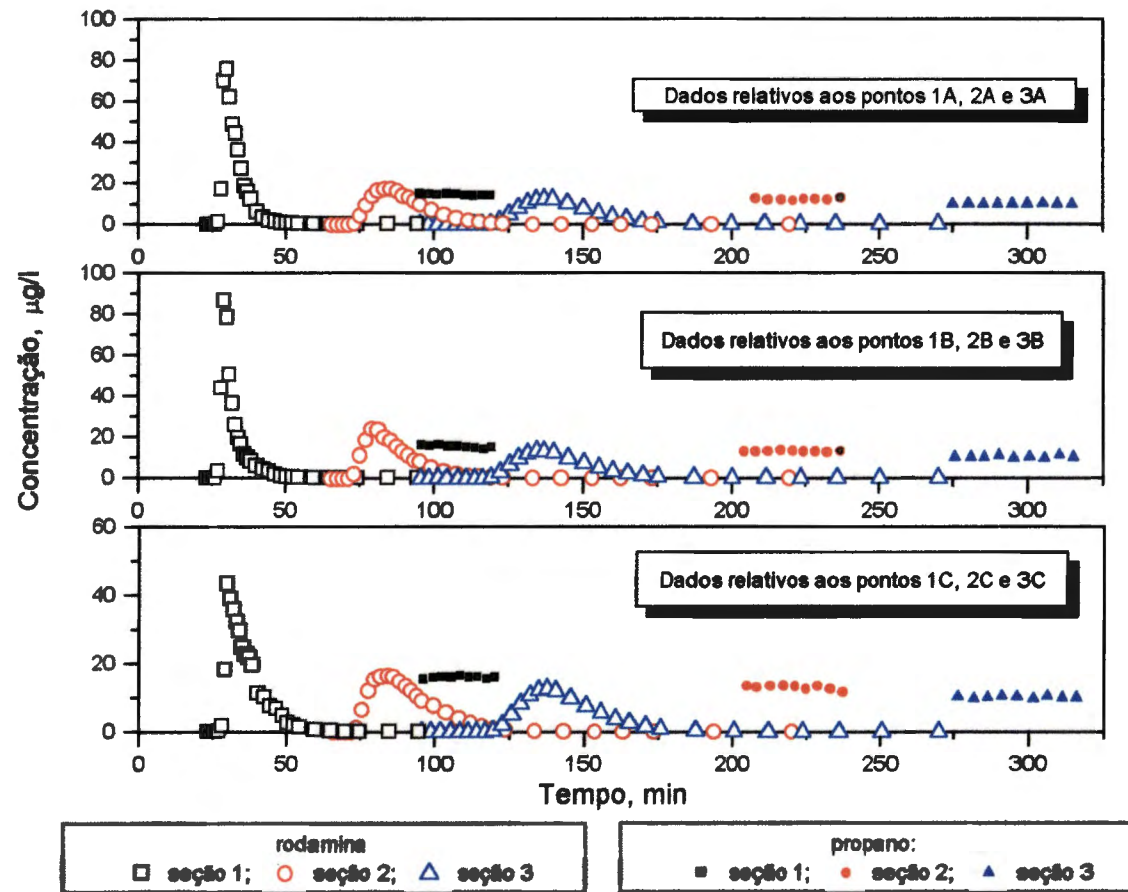


Figura 5.24 - Valores medidos das concentrações da rodamina e do gás propano dissolvidos no curso d'água, para cada uma das seções de amostragem e ao longo de três linhas de corrente. Teste no Ribeirão de Caldas, em 27 de junho de 1995. Método do patamar: injeção do gás por 5 horas e 8 minutos.

As propriedades da nuvem do traçador fluorescente são apresentadas na Tabela 5.36, na forma das áreas das curvas de resposta e dos tempos de ocorrência dos centróides.

Tabela 5.36 - Propriedades das curvas de concentração-tempo para o cálculo do coeficiente de reaeração superficial. Teste no Ribeirão de Caldas em 27/06/95.

(Posição)	seção 1		seção 2		seção 3	
	A_c (Eq. 4.93) (min. $\mu\text{g/l}$)	\bar{t}_1 (Eq. 4.98) (min)	A_c (Eq. 4.93) (min. $\mu\text{g/l}$)	\bar{t}_2 (Eq. 4.98) (min)	A_c (Eq. 4.93) (min. $\mu\text{g/l}$)	\bar{t}_3 (Eq. 4.98) (min)
A	468,01	33,63	388,21	92,16	387,38	146,75
B	434,46	32,54	417,70	87,87	397,02	145,23
C	411,18	36,69	407,33	93,61	382,30	147,22
Média	437,88	34,29	404,41	91,21	388,90	439,20

Na Tabela 5.37 apresentam-se os resultados dos cálculos dos valores médios de concentração do gás (concentração do patamar do gás, \bar{C}_G), para cada posição de amostragem, incluindo as medidas de incerteza na forma do desvio-padrão (s) e do coeficiente de variação ($CV = s/\bar{C}_G$). Resumos contendo os resultados dos testes de campo, cálculos de K_T pelas Eqs. (4.94) e (4.97) e os valores de K_2 , para cada um dos trechos, são apresentados nas Tabelas 5.38 e 5.39.

Tabela 5.37 - Resultados para as concentrações médias do gás propano, por seção e por ponto de amostragem. Teste no Ribeirão de Caldas, em 27/06/95.

Posição no Escoamento (linha de corrente)	seção 1		seção 2		seção 3	
	$\bar{C}_G \pm s$ ($\mu\text{g/l}$)	CV (%)	$\bar{C}_G \pm s$ ($\mu\text{g/l}$)	CV (%)	$\bar{C}_G \pm s$ ($\mu\text{g/l}$)	CV (%)
A	14,16 \pm 0,37	2,63	12,20 \pm 0,42	3,43	9,72 \pm 0,09	0,97
B	15,06 \pm 0,63	4,18	12,98 \pm 0,22	1,70	10,08 \pm 0,52	5,16
C	15,74 \pm 0,29	1,86	12,92 \pm 0,57	4,41	9,94 \pm 0,23	2,36

Tabela 5.38 - Propriedades médias do trecho 1-2 e elementos para o cálculo dos coeficientes de dessorção do traçador gasoso e de reaeração. Teste no Ribeirão de Caldas, em 27/06/95.

Posição (Linha de corrente)	$T_c = \bar{t}_2 - \bar{t}_1$ (min)	$U = \frac{x_2 - x_1}{T_c}$ (m/s)	$\frac{(\bar{C}_G Q)_1}{(\bar{C}_G Q)_2}$ medido	K_T (Eq. 4.97) (min ⁻¹)	K_T (Eq. 4.94) (min ⁻¹)	K_2 (Eq. 3.99) (dia ⁻¹)
A	58,53	0,431	1,1054	0,001712	0,001718	
B	55,33	0,456	1,1050	0,001805	0,001808	
C	56,96	0,444	1,1602	0,002611	0,002628	
Média	56,93	0,44	-	-	0,002051	4,11

Temperatura do escoamento: $T = 17,8^\circ\text{C}$
 Coeficiente de reaeração a 20°C (Eq. 4.90): $K_2(20) = 4,33 \text{ dia}^{-1}$

Tabela 5.39 - Propriedades médias do trecho 2-3 e elementos para o cálculo dos coeficientes de dessorção do traçador gasoso e de reaeração. Teste no Ribeirão de Caldas, em 27/06/95.

Posição (Linha de corrente)	$T_c = \bar{t}_3 - \bar{t}_2$ (min)	$U = \frac{x_3 - x_2}{T_c}$ (m/s)	$\frac{(\bar{C}_G Q)_2}{(\bar{C}_G Q)_3}$ medido	K_T (Eq. 4.97) (min ⁻¹)	K_T (Eq. 4.94) (min ⁻¹)	K_2 (Eq. 3.99) (dia ⁻¹)
A	54,59	0,412	1,2551	0,004162	0,004180	
B	57,36	0,392	1,2877	0,004441	0,004446	
C	53,61	0,420	1,2998	0,004890	0,004908	
Média	55,19	0,41	-	-	0,004512	9,03

Temperatura do escoamento: $T = 17,8^\circ\text{C}$
 Coeficiente de reaeração a 20°C (Eq. 4.90): $K_2(20) = 9,52 \text{ dia}^{-1}$

5.1.4.3.1 Observações Quanto ao Planejamento das Amostragens

A experiência ganha com o teste de reaeração anterior, que mostrou que a nuvem do traçador atingiu os pontos de amostragem num tempo bem inferior às previsões feitas com fórmulas empíricas, aliada ao problema da disponibilidade de um único fluorímetro para uso no campo, exigiu precauções adicionais no planejamento deste teste. Por isso, embora os modelos empíricos tenham sido usados principalmente para a quantificação das massas de traçadores injetadas, no dia anterior ao do teste foi realizado um ensaio para o tempo de viagem da rodamina.

No planejamento do teste de campo ou, mais precisamente, no estabelecimento do cronograma das amostragens, em vez de cálculos com as fórmulas empíricas, foram considerados os tempos de viagem observados no ensaio do dia anterior ao do teste. Ainda assim, para efeito de comparação dos tempos característicos das curvas de resposta, estimados conforme item 4.8.1.1, com os tempos efetivamente observados no teste de campo, constrói-se a Tabela 5.40. Pela tabela, nota-se que as fórmulas de previsão, que se empregam no planejamento, subavaliam o tempo da chegada da frente, bem como o tempo da passagem do pico da nuvem do traçador, e exageram na previsão da passagem da cauda desta nuvem. Para visualização, na Figura 5.25 são lançados os resultados das previsões, contidos na Tabela 5.40, juntamente com os valores medidos.

Tabela 5.40 - Comparação dos valores dos tempos característicos das curvas de resposta, previstos por fórmulas empíricas, com os tempos observados no teste de campo. (Ribeirão de Caldas, 27/06/95).

Descrição	Tempo Previsto (min)			Tempo Observado (min)		
	seção 1	seção 2	seção 3	seção 1	seção 2	seção 3
$t_p = \Delta x / V_p$	44,5	119,0	181,0	29,2	80,0	136,0
$T_{d_{10\%}}$ (Eq. 4.71)	32,0	76,0	109,0	11,5	35,0	56,0
T_b (Eq. 4.70)	11,0	25,0	36,0	3,2	9,0	21,0
t_f (Eq. 4.72)	33,5	94,0	145	26,0	71,0	115,0
$T_{d_{25\%}}$ (Eq. 4.65)	70,0	150,0	206,0	21,0	50,0	81,0
$t_{25\%}$ (Eq. 4.73)	104,0	244,0	351,0	47,0	121,0	196,0

Cumprir destacar que o cálculo dos tempos previstos são baseados em uma estimativa da velocidade média do deslocamento do pico da nuvem do traçador. Para este trabalho utilizou-se um valor para a velocidade média igual a 0,30 m/s, apoiando-se nas medidas de vazão e na geometria do trecho de teste. Os resultados das previsões seriam melhorados caso se utilizasse a equação de Bonning (Eq. 4.3), mas ainda assim seriam grandes as discrepâncias encontradas.

É interessante destacar que as velocidades que foram obtidas a partir das medidas dos tempos médios de viagem da nuvem do traçador superam as medidas com base nas determinações da vazão com o uso de molinete hidrométrico.

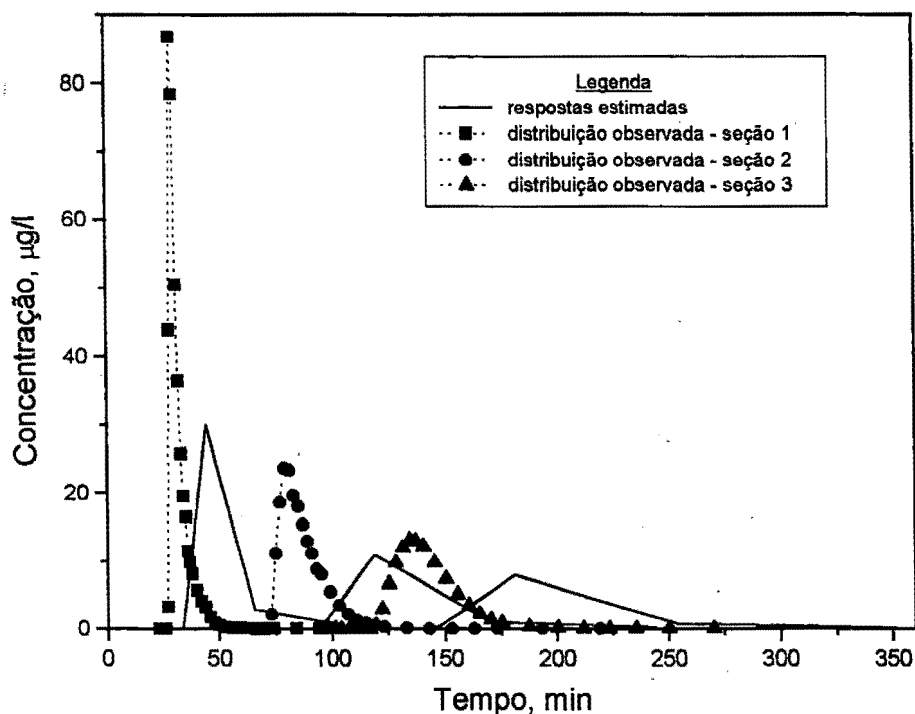


Figura 5.25 - Curvas de resposta esperadas, de acordo com fórmulas empíricas, e concentrações efetivamente observadas em cada uma das seções de amostragem, segundo a linha de corrente central (Teste no Ribeirão de Caldas, em 27/06/1995).

A Figura 5.24 sugere que o período de injeção do gás foi excessivamente grande; com efeito, com base nas curvas de resposta do traçador fluorescente na seção 3, e considerando o intervalo adotado de 3 minutos entre as coletas das amostras do gás, teria sido suficiente adotar um tempo de injeção da ordem de 75 minutos. Ademais, o início da amostragem do gás poderia ter sido antecipado em praticamente 40 minutos na primeira seção, em 1 hora na segunda e em 1 hora e 20 minutos na seção 3, diminuindo significativamente o tempo total de teste.

5.1.4.3.2 Estimativa da Eficiência da Injeção do Gás

Para o cálculo da eficiência estimada da injeção do gás são empregadas as Eqs. (5.1) e (5.2). Para o cálculo da taxa de absorção do gás, conforme Eq. (5.2), empregam-se os valores da concentração média do patamar do gás, da vazão e do tempo médio de ocorrência do centróide da nuvem de rodamina, todos referidos à seção de amostragem de montante. Admite-se, ainda, que o coeficiente de dessorção do gás propano no trecho de mistura é igual àquele medido no trecho entre as seções 1 e 2. Com base nestes valores, calcula-se a taxa de absorção do gás segundo

$$\begin{aligned}\dot{m}_0 &= (\bar{C}_G \cdot Q)_1 \times \exp. [(K_T)_e \cdot \bar{t}_1] = \\ &= 15,0 \times 10^{-6} \text{ g/l} \times 800 \text{ l/s} \cdot \exp (20,515 \times 10^{-3} \times 34,3) = 24,3 \text{ mg/s}.\end{aligned}$$

A taxa de injeção do gás, a partir dos valores medidos da massa injetada e do tempo de injeção, é calculada como

$$\dot{m}_1 = \frac{1,420\text{g}}{308 \text{ min} \times 60 \text{ s/min}} = 76,8 \text{ mg/s}.$$

Assim, a eficiência estimada na injeção será

$$\epsilon_i = \frac{\dot{m}_0}{\dot{m}_1} = \frac{24,3}{76,8} \times 100\% \cong 32\%.$$

5.2 - Análise de Erro para o Coeficiente de Dessorção do Gás Propano

Para avaliar a acurácia, ou exatidão, do coeficiente de dessorção calculado com base em dados obtidos em testes de campo, não existe nenhum método de aceitação geral (YOTSUKURA et al., 1983). Contudo, uma análise do efeito dos erros associados às medições pode ser útil na avaliação do erro contido na determinação de K_T .

Para quantificar o coeficiente de dessorção do traçador gasoso a partir dos dados colhidos nos testes de campo, os métodos utilizados requerem somente o uso de valores relativos das concentrações dos traçadores: no *método do patamar* emprega-se a razão das concentrações médias do gás, $\bar{C}_{G_1}/\bar{C}_{G_2}$, e, no *método do pico* utilizam-se as razões dos valores de pico das concentrações do gás, $(C_{G_1})_{\text{pico}}/(C_{G_2})_{\text{pico}}$ e da rodamina, $(C_{C_1})_{\text{pico}}/(C_{C_2})_{\text{pico}}$. Por isso, os aspectos relevantes associados às incertezas deverão ser aqueles relacionados à linearidade e à precisão das respostas dos aparelhos analíticos.

Normalmente, o problema mais crítico com relação à quantificação dos traçadores diz respeito à análise do gás, feita por cromatografia gasosa. O detector do cromatógrafo a gás que se usa, de ionização de chama, tem uma faixa de resposta linear dinâmica da ordem de 10^6 (CIOLA, 1985). Por isso, neste trabalho nenhum problema foi encontrado com relação à linearidade da resposta do aparelho, uma vez que as concentrações do propano, incluindo todos os testes, variaram numa faixa dentro de uma escala de 10^2 . Ainda, as amostras introduzidas no dispositivo injetor cromatográfico, com o uso da técnica *head space*, estiveram bem acima do limite de detecção do aparelho, que é da ordem de picograma do composto sob análise. Com

relação às análises da rodamina, para as concentrações medidas, o fluorímetro apresentou resposta altamente linear em todos os testes realizados.

Na quantificação da precisão das medidas da concentração do gás, faz-se a consideração de que são réplicas as amostras do propano obtidas em cada ponto de amostragem, quando se emprega o método de injeção de longa duração (*método do patamar*). Para esta consideração, os resultados mostram que se tem uma variação da precisão de teste para teste. Contudo, em termos de um desvio-padrão, os valores medidos típicos oscilaram em torno de 5%. Convém observar que, conforme dados da Tabela 4.3, seção 4.9.2, os resultados das análises de três conjuntos de amostras de 4 réplicas cada, produziram coeficientes de variação de 1,8%, 2,9% e 3,7%. Como aquelas amostras foram obtidas sob condições controladas em laboratório, parece razoável admitir um erro maior na presente análise, já que as amostras são colhidas em operações de campo.

Para a rodamina, a precisão das medidas é significativamente maior: uma amostra qualquer analisada repetidas vezes não produz nenhuma variação mensurável no resultado. Ainda assim, para efeito de cálculo do erro em C_c propagado sobre K_T , admite-se que uma incerteza da ordem de 1% está presente nas medidas da concentração da rodamina (este é um valor sugerido pelo fabricante do aparelho para as condições em que se atinge o limite da escala do aparelho).

Na análise da incerteza contida na avaliação do coeficiente de dessorção do traçador gasoso pelos métodos do *pico* e do *patamar* deve-se, ainda, considerar o efeito do tempo de viagem do pico ou do centróide da nuvem do traçador fluorescente. Neste caso, a exatidão (ou acurácia) da medida é importante, uma vez que K_T varia inversamente com esta grandeza. Uma vez que o tempo de viagem é determinado com base nas curvas de resposta do traçador fluorescente, nos testes de campo a situação mais crítica está nas medidas que determinam os ramos de ascensão destas curvas nas seções de montante e jusante. Nos estudos realizados, em geral, foram adotados espaçamentos de 0,5 minuto entre as amostragens na seção de montante e de 1 minuto na seção de jusante. Por isso, exagerando, é possível atribuir uma incerteza na medida do tempo de viagem entre as seções de amostragem da ordem da metade do maior espaçamento adotado nas medidas de campo, isto é, de 0,5 minuto.

No *método do patamar*, para a análise de erro em K_T toma-se como base a Eq. (3.124):

$$K_T = \frac{1}{\bar{t}_2 - \bar{t}_1} \ln \frac{(\bar{C}_G \cdot Q)_1}{(\bar{C}_G \cdot Q)_2} \quad (3.124)$$

No desenvolvimento que se faz a partir desta equação, uma hipótese simplificadora considera que o tempo de viagem, $\bar{t}_2 - \bar{t}_1$, é medido sem erro. Adicionalmente, admite-se que os erros associados às medidas de \bar{C}_G e Q , para as seções de montante e jusante, são pequenos, aleatórios e independentes entre si. Assim, pôde ser deduzida uma relação aproximada para o erro relativo em K_T , seguindo uma técnica padrão para a propagação de erros (DOEBELIN, 1983), da forma:

$$\frac{\sigma(K_T)}{K_T} = \frac{1}{K_T \cdot (\bar{t}_2 - \bar{t}_1)} \sqrt{\frac{\sigma^2(\bar{C}_{G1})}{(\bar{C}_{G1})^2} + \frac{\sigma^2(Q_1)}{(Q_1)^2} + \frac{\sigma^2(\bar{C}_{G2})}{(\bar{C}_{G2})^2} + \frac{\sigma^2(Q_2)}{(Q_2)^2}}, \quad (5.3)$$

onde a notação σ^2 indica a variância da quantidade escrita entre parênteses. No termo do lado direito da Eq. (5.3), o radicando representa o erro relativo composto das medidas da concentração do gás e da vazão da água em escoamento.

Para os propósitos práticos, foi admitido que são iguais o primeiro e o terceiro termos do erro composto e, analogamente, que também são iguais o segundo e quarto termos. Além disso, considerando-se que

$$\sigma^2(\bar{\Phi}) = \frac{\sigma^2(\Phi)}{N_\Phi}, \quad (5.4)$$

sendo N_Φ o número de medidas da variável Φ empregado no cálculo de $\bar{\Phi}$, a Eq. (5.3) pôde ser simplificada para a forma (HOLLEY*, 1977, citado por YOTSUKURA et al., 1983):

$$\frac{\sigma(K_T)}{K_T} = \frac{1}{K_T \cdot (\bar{t}_2 - \bar{t}_1)} \sqrt{\frac{2 \sigma^2(\bar{C}_G)}{N_C \cdot (\bar{C}_G)^2} + \frac{2 \sigma^2(Q)}{N_Q \cdot (Q)^2}} \quad (5.5)$$

Na Eq. (5.5), N_C é o número de medidas da concentração do gás e N_Q é o número de medidas da vazão. Para diminuir a incerteza em K_T , sob condições de teste de campo é relativamente mais fácil aumentar o número N_C de concentrações medidas, do que

* HOLLEY, E R., (1977). *Dilution Method of Discharge Measurement in Pipes*. Proceedings of the Symposium on Flow in Open Channels and Closed Conduits. National Bureau of Standards, Special Publication 484, pp. 395-421.

aumentar o número N_Q de medições de vazão. Com efeito, neste estudo o valor de N_Q foi sempre igual a 1, enquanto N_C normalmente variou entre 5 e 9 medidas. Em consequência, o erro composto das medidas foi predominantemente influenciado pelo erro na medida da vazão.

No *método do pico*, a análise de erro em K_T é feita a partir da equação obtida da combinação das Eqs. (3.111) e (3.112), da forma da Eq. (4.91),

$$K_T = \frac{1}{t_{p2} - t_{p1}} \cdot \ln \left[\frac{(C_G/C_C)_1 \cdot (Q \cdot A_C)_1}{(C_G/C_C)_2 \cdot (Q \cdot A_C)_2} \right] \quad (4.91)$$

Para o desenvolvimento da análise para o *método do pico*, despreza-se o erro no tempo de viagem do pico da nuvem de rodamina. Considera-se, ainda, que os erros associados às medidas de C_G , C_C , A_C e Q , para as seções de montante e jusante, são pequenos, aleatórios e independentes entre si. Assim, a relação aproximada para o erro relativo em K_T pôde ser escrita na forma

$$\frac{\sigma(K_T)}{K_T} = \frac{\sqrt{\frac{\sigma^2(C_{G1})}{C_{G1}^2} + \frac{\sigma^2(C_{C1})}{C_{C1}^2} + \frac{\sigma^2(Q_1)}{Q_1^2} + \frac{\sigma^2(A_{C1})}{A_{C1}^2} + \frac{\sigma^2(C_{G2})}{C_{G2}^2} + \frac{\sigma^2(C_{C2})}{C_{C2}^2} + \frac{\sigma^2(Q_2)}{Q_2^2} + \frac{\sigma^2(A_{C2})}{A_{C2}^2}}{K_T \cdot (t_{p2} - t_{p1})}} \quad (5.6)$$

Na seqüência, admitiu-se que o erro relativo em A_C é determinado pelo erro em C_C . Para os fins práticos, supôs-se, ainda, que os erros relativos de uma mesma grandeza são independentes da seção de medição, com o que a Eq. (5.6) foi reescrita como

$$\frac{\sigma(K_T)}{K_T} = \frac{1}{K_T \cdot (t_{p2} - t_{p1})} \sqrt{2 \frac{\sigma^2(C_G)}{C_G^2} + 4 \frac{\sigma^2(C_C)}{C_C^2} + 2 \frac{\sigma^2(Q)}{Q^2}} \quad (5.7)$$

Para os testes realizados, um resumo dos resultados encontrados a partir do uso das Eqs. (5.5) e (5.7) para o erro relativo em K_T , na forma de $\sigma(K_T)/K_T$, é apresentado na Tabela 5.41. Para estes cálculos, admitiu-se que o erro relativo na medida de vazão, com o uso do molinete hidrométrico (método da meia-seção), é de 5%.

Um interessante aspecto normalmente realçado na literatura, com relação às formas das Eq. (5.5) e (5.7), é que a propagação dos erros de medida é controlada essencialmente pelo número adimensional $K_T(\bar{t}_2 - \bar{t}_1)$ ou $K_T(t_{p2} - t_{p1})$.

independentemente do método de estimativa dos erros. Isto sugere que, para melhorar a precisão da medida, no planeamento deve-se buscar permitir um comprimento requerido para a mistura, ou um tempo de residência, suficientemente grande para tornar a razão $(\bar{C}_G \cdot Q)_1 / (\bar{C}_G \cdot Q)_2$, ou $\frac{(C_G/C_C)_1 \cdot (Q \cdot A_C)_1}{(C_G/C_C)_2 \cdot (Q \cdot A_C)_2}$, maior do que 2,72, que é equivalente a fazer-se $K_T(t_2 - t_1)$ maior do 1. Nos testes realizados, o menor valor de $K_T(t_2 - t_1)$ foi igual a 0,12 (Rib. Caldas, 27/06/95, trecho 1-2), enquanto que o maior foi 0,58 (Rib. Laranja Azeda, 21/06/94). Estes resultados correspondem, respectivamente, ao maior e menor erro envolvido na determinação de K_T .

Tabela 5.41 - Estimativa da incerteza no coeficiente de dessorção do propano, a partir da análise de erro resumida pelas Eqs. (5.5) e (5.7)

Teste/método	K_T (min^{-1})	T_C ou T_p (min)	$\frac{\sigma(K_T)}{K_T}$
Rib. da Laranja Azeda (26/04/94) - Mét. Pico	0,00439	70,1	30,1%
Rib. da Laranja Azeda (21/06/94) - Mét. Patamar	0,007443	77,92	13,4%
Rib. da Laranja Azeda (06/03/95) - Mét. Patamar	0,006212	59,31	20,7%
Rib. do Feijão (16/05/94) - Mét. Patamar	0,009922	15,99	48,8%
Rib. do Feijão (11/04/95) - Mét. Patamar	0,013168	14,35	40,4%
Rio Jacaré-Guaçu (20/04/94) - Mét. Patamar	0,002096	60,41	66,0%
Rib. de Caldas (30/08/94) - trecho 1-2 - Mét. Pico	0,00671	71,75	19,3%
Rib. de Caldas (30/08/94) - trecho 2-3 - Mét. Pico	0,00653	71,00	20,0%
Rib. de Caldas (21/03/95) - trecho 1-2 - Mét. Patamar	0,004221	33,81	54,3%
Rib. de Caldas (21/03/95) - trecho 2-3 - Mét. Patamar	0,005518	26,57	52,8%
Rib. de Caldas (27/06/95) - trecho 1-2 - Mét. Patamar	0,002051	56,93	63,8%
Rib. de Caldas (27/06/95) - trecho 2-3 - Mét. Patamar	0,004512	55,19	29,9%

Erros tão altos quanto os encontrados já eram presumivelmente esperados, com base nas avaliações que foram feitas na fase de planeamento. A magnitude destes erros é consequência da extensão relativamente pequena do trecho de teste. Optou-se, na escolha dos trechos por uma maior uniformidade nas características físicas de largura, profundidade e declividade, que seriam significativamente alteradas com o aumento da extensão do trecho de teste na região em estudo.

5.3 - Equação de Reaeração Regionalizada

Para a obtenção de uma equação de reaeração que expresse a variação de K_2 com os parâmetros que influenciam o processo da transferência gasosa, os coeficientes obtidos neste trabalho com o emprego da técnica dos traçadores gasosos foram convertidos à temperatura de referência de 20°C. Um modelo matemático foi, então, escrito em sua forma clássica relacionando o coeficiente de reaeração com as características físicas e hidráulicas do curso d'água; adotaram-se como variáveis independentes as quantidades médias da velocidade U , profundidade H e declividade longitudinal da linha d'água S .

A velocidade utilizada na regressão foi determinada pelo quociente do comprimento do trecho entre as seções de medição e o tempo de viagem do centróide ou do pico da nuvem do traçador fluorescente. Para o tempo de viagem, tomou-se a média de três determinações segundo três diferentes linhas de corrente, o que resultou também em uma velocidade média. A profundidade média foi determinada dividindo-se a vazão Q pelo produto UB , sendo B a largura média do trecho. A declividade foi medida ou estimada com o uso de mapa topográfico, conforme descrito no item 5.1. Todas as quantidades envolvidas na análise de regressão estão apresentadas na Tabela 5.42.

Para a equação de regressão consideraram-se apenas os resultados dos estudos realizados nos cursos d'água naturais da região de São Carlos, SP. Assim, não foram considerados os dados relativos ao Ribeirão de Caldas, por ser este um canal urbano retificado, fisicamente bastante distinto de um curso d'água natural, e por ter sido constatada a presença de agentes poluidores no escoamento, por ocasião dos testes de reaeração.

O modelo matemático foi desenvolvido na forma de uma função de potências das variáveis independentes consideradas relevantes no processo, por meio de uma análise de regressão múltipla dos dados relativos aos cursos d'água da região de São Carlos. A partir da equação em sua forma clássica, do tipo

$$K_2 = k U^a S^b H^c, \quad (5.8)$$

obteve-se a linearização através da transformação logarítmica:

$$\log K_2 = \log k + a \cdot \log U + b \cdot \log S + c \cdot \log H. \quad (5.9)$$

Tabela 5.42 - Coeficientes de reaeração medidos e características físicas e hidráulicas médias dos trechos dos cursos d'água naturais estudados

rio/ ribeirão	método	data	K_2 * (dia ⁻¹)	U (m/s)	S (m/m)	Q (m ³ /s)	B (m)	H (m)
Jacaré-Guaçu	<i>patamar</i>	20-09-94	4,00	0,41	0,0005	9,0	20	1,1
Feijão	<i>patamar</i>	16-05-94	20,3	0,52	0,00387	2,8	10	0,54
Feijão	<i>patamar</i>	11-04-95	24,9	0,58	0,00387	4,3	11	0,67
Laranja Azeda	<i>pico</i>	26-04-94	9,16	0,28	0,00265	0,70	4	0,625
Laranja Azeda	<i>patamar</i>	21-06-94	15,3	0,25	0,00265	0,52	4	0,52
Laranja Azeda	<i>patamar</i>	06-03-95	11,3	0,33	0,00265	1,2	4,5	0,81
Caldas - trecho 1-2	<i>pico</i>	30-08-94	10,1	0,35	0,00231	0,45	10,8	0,12
Caldas - trecho 2-3	<i>pico</i>	30-08-94	7,93	0,32	0,00143	0,48	10	0,15
Caldas - trecho 1-2	<i>patamar</i>	21-03-95	8,25	0,75	0,00231	3,1	11	0,38
Caldas - trecho 2-3	<i>patamar</i>	21-03-95	11,3	0,85	0,00143	3,1	10	0,36
Caldas - trecho 1-2	<i>patamar</i>	27-06-95	4,33	0,44	0,00231	0,82	10,8	0,17
Caldas - trecho 2-3	<i>patamar</i>	27-06-95	9,52	0,41	0,00143	0,84	10	0,20

* K_2 a 20°C

Com $\log K_2$ como variável dependente e $\log U$, $\log S$ e $\log H$ como variáveis independentes, a aplicação da análise de regressão aos dados transformados contidos na Tabela 5.42 forneceu os coeficientes $\log k$, a , b e c . A Eq. (5.8) foi então escrita como

$$K_2 = 524,3 \frac{U^{0,606} \cdot S^{0,562}}{H^{0,658}}, \quad (5.10)$$

para K_2 dado em dia^{-1} , U em m/s , H em m e S adimensional. Na regressão, foi encontrado um coeficiente de correlação $r = 0,9652$.

A título de ilustração, o gráfico da Figura 5.26 mostra os valores de K_2 previstos pelo modelo da Eq. (5.10), em função dos valores medidos deste coeficiente. Esta figura contém, ainda, os resultados referidos ao Ribeirão de Caldas, sugerindo que o modelo não deveria ter seu uso extrapolado para condições diferentes daquelas sob as quais foi construído.

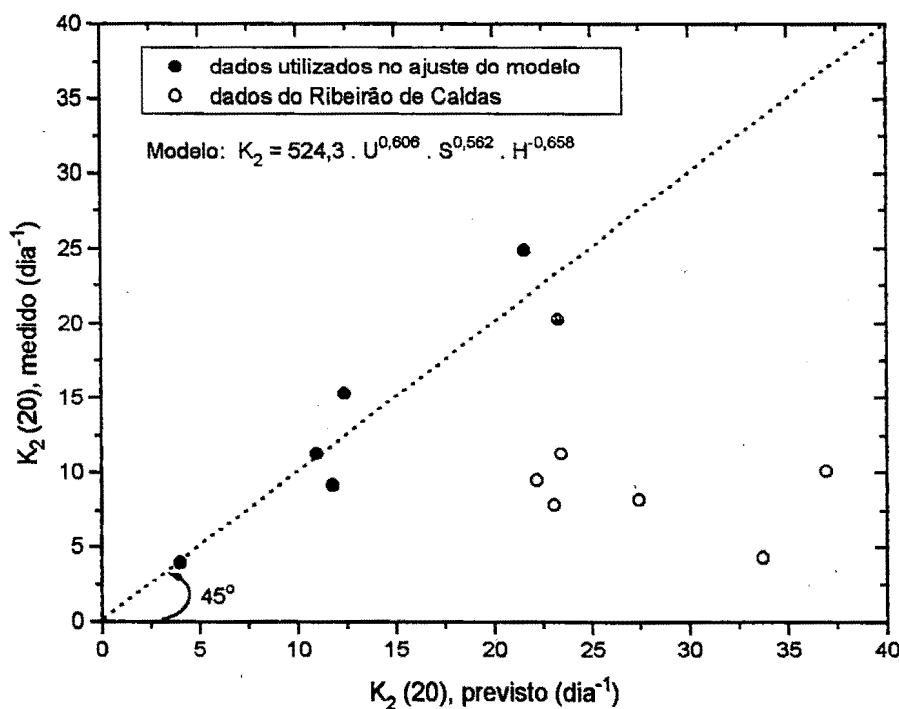


Figura 5.26 - Visualização gráfica dos valores estimados e medidos do coeficiente de reeração.

Com respeito aos coeficientes de reaeração medidos no Ribeirão de Caldas vê-se, pela Tabela 5.42 e Figura 5.26, que estes são praticamente insensíveis às variações nas características do escoamento. Isto poderia ser justificado pela presença de forte poluição no escoamento por ocasião de todos os testes, notadamente naqueles de menor nível de descarga. Nos testes de 30/08/94 e 27/06/95 era flagrante a presença de material orgânico biodegradável no canal, que exalava um forte cheiro característico de condições anaeróbias no processo de degradação (as análises químicas das amostras por cromatografia gasosa indicaram a presença de metano, como ilustrado na Figura 5.28 da seção 5.4). Outras vezes era visível a presença de manchas de óleo à superfície da água. Sabe-se, com base nas evidências apontadas na literatura (item 3.4.2.3), que a presença de esgoto e surfactantes têm forte influência na transferência gasosa, e atuam de modo a reduzir o coeficiente de transferência de massa. Justificam-se assim, os baixos valores do coeficiente de desorção do propano encontrados nos testes e, em consequência, os baixos valores de K_2 apresentados.

Na Figura 5.27 são apresentados graficamente os resultados da análise de resíduos, na forma de $K_2(\text{medido}) - K_2(\text{estimado})$, em função de cada uma das variáveis independentes do modelo. Apesar da diminuta base de dados utilizada na regressão, os erros mostram-se randômicos para os dados dos cursos d'água naturais da região de São Carlos, sugerindo que o modelo é adequado. A figura inclui ainda os resultados relativos ao canal urbano de Poços de Caldas e mostra, através da tendência e ordem de grandeza dos desvios que a extrapolação do uso do modelo naquele curso d'água é inapropriada.

Dado o seu caráter empírico, a Eq. (5.10) só deveria ser usada para estimar o coeficiente de reaeração em trechos dos cursos d'água naturais da região de São Carlos que apresentam características que se enquadram na faixa de valores dados na Tabela 5.42.

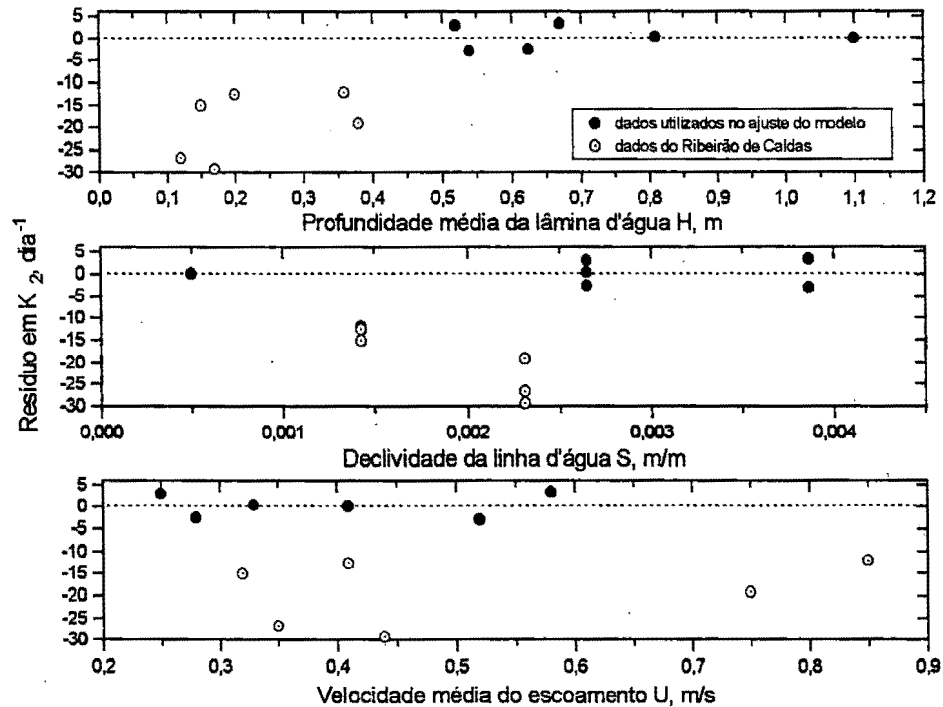


Figura 5.27 - Comparação dos resíduos do coeficiente de reaeração em termos da profundidade, declividade da linha d'água e velocidade média do escoamento.

5.3.1 - Comparação das Equações de Previsão de K_2

A importância da obtenção de uma equação de reaeração está intimamente ligada ao fato de que a determinação do coeficiente K_2 para todos os casos de interesse pode se tornar proibitiva em função dos custos envolvidos. Assim, considerada a importância da avaliação da capacidade de assimilação de poluentes orgânicos por um curso d'água natural, muito embora seja sempre recomendável a determinação *in situ* do coeficiente de reaeração, o modelo obtido poderá ser usado em diversas estimativas. A sua forma simples, como uma lei de potência de quantidades físicas facilmente mensuráveis, constitui-se em uma ferramenta particularmente útil no planejamento do controle da poluição e no gerenciamento da disposição final de resíduos orgânicos, quando se busca o atendimento dos padrões fixados para a qualidade da água.

A equação de regressão desenvolvida neste trabalho é também comparada com outras equações de previsão, dentre aquelas mais empregadas nas estimativas de K_2 . Para as comparações são escolhidos 19 diferentes modelos, conforme listados por PARKER & GAY (1987) e GENEUREUX & HEMOND (1992); a lista reúne desde modelos de natureza empírica, derivados da formulação de

Streeter & Phelps, do tipo da Eq. (3.32), passando pelos modelos que utilizam a análise dimensional, como a Eq. (3.35), até aqueles de natureza semi-empírica. Mais informações sobre estas equações são dadas na seção 3.3.2 deste trabalho e em BOWIE et al. (1985).

A maioria das 19 equações comparadas requerem as medidas de U e H , outras empregam também a declividade S , enquanto algumas incluem a velocidade de atrito u_* (calculada como $u_* = \sqrt{gHS}$) e o número de Froude Fr (calculado como $Fr = U/\sqrt{gH}$, sendo g a aceleração da gravidade). A lista das equações é apresentada na seqüência, com os nomes dos autores seguido do ano da publicação. Para as equações aqui listadas, K_2 é obtido em dia^{-1} , com U e u_* em m/s e H em m .

Bansal (1973):

$$K_2 = 1,805 \frac{U^{0,6}}{H^{1,4}}, \quad (5.11)$$

Bennett & Rathbun (1972):

$$K_2 = 5,583 \frac{U^{0,607}}{H^{1,689}}, \quad (5.12)$$

Bennett & Rathbun (1972):

$$K_2 = 32,550 \frac{U^{0,413} S^{0,273}}{H^{1,408}}, \quad (5.13)$$

Cadwallader & McDonnell (1969):

$$K_2 = 185,9 \frac{\sqrt{US}}{H}, \quad (5.14)$$

Churchill et al. (1962):

$$K_2 = 5,013 \frac{U^{0,969}}{H^{1,673}}, \quad (5.15)$$

Churchill et al. (1962):

$$K_2 = 0,02172 \frac{U^{2,695}}{H^{3,085} S^{0,823}}, \quad (5.16)$$

Dobbins (1965):

$$K_2 = 55,49 \frac{1 + Fr^2}{(0,9 + Fr)^{0,5}} \frac{(US)^{0,375}}{H} \coth \left[4,756 \frac{(US)^{0,125}}{(0,9 + Fr)^{0,5}} \right], \quad (5,17)$$

Isaac & Gaudy (1968):

$$K_2 = 4,76 \frac{U}{H^{1,5}}, \quad (5,18)$$

Krenkel & Orlob (1963):

$$K_2 = 173,0 \frac{(US)^{0,404}}{H^{0,66}}, \quad (5,19)$$

Langbein & Durum (1967):

$$K_2 = 5,14 \frac{U}{H^{1,33}}, \quad (5,20)$$

Lau (1972):

$$K_2 = 2,515 \left(\frac{u_*}{U} \right)^{3,0} \frac{U}{H}, \quad (5,21)$$

Negulescu & Rojanski (1969):

$$K_2 = 10,92 \left(\frac{U}{H} \right)^{0,85}, \quad (5,22)$$

O'Connor & Dobbins (1958):

$$K_2 = 3,904 \frac{U^{0,5}}{H^{1,5}}, \quad (5,23)$$

Owens et al. (1964):

$$K_2 = 6,914 \frac{U^{0,73}}{H^{1,75}}, \quad (5,24)$$

Owens et al. (1964):

$$K_2 = 5,350 \frac{U^{0,67}}{H^{1,85}}, \quad (5,25)$$

Padden & Gloyna (1971):

$$K_2 = 4,527 \frac{U^{0,703}}{H^{1,054}}, \quad (5.26)$$

Parkhurst & Pomeroy (1972):

$$K_2 = 23,03 \frac{(1 + 0,17 Fr^2) (U S)^{0,375}}{H}, \quad (5.27)$$

Thackston & Krenkel (1969):

$$K_2 = 24,94 \frac{(1 + \sqrt{Fr}) u_*}{H}, \quad (5.28)$$

Tsivoglou & Neal (1976):

$$K_2 = 15.307 \text{ U S.} \quad (5.29)$$

Os resultados das previsões, para os seis estudos realizados nos cursos d'água naturais da região de São Carlos, são lançados na Tabela 5.43. A tabela contém ainda os erros percentuais nas previsões, que foram calculados como

$$\text{erro na estimativa} = \frac{K_2(\text{medido}) - K_2(\text{estimado})}{K_2(\text{medido})} \times 100\%.$$

Com base nos resultados da Tabela 5.43, vê-se que os melhores resultados são encontrados com os modelos que consideram a declividade da linha d'água; com efeito, estabelecendo-se uma classificação a partir dos menores erros nas estimativas, as cinco melhores equações de previsão seriam, pela ordem: Eq. (5.10), proposta neste trabalho, com erro médio absoluto de 13,1%; Eq. (5.19), de Krenkel & Orlob, com erro médio absoluto de 18,4%; Eq. (5.14), de Cadwallader & McDonnell, com erro médio absoluto de 33,7%; Eq. (5.29), de Tsivoglou & Neal, com erro médio absoluto de 36,2%; e Eq. (5.13), de Bennett & Rathbun, com erro médio absoluto de 40,9%.

Tabela 5.43 - Estimativas de K_2 e erros nas previsões de acordo com 20 equações de previsão, relativos aos estudos nos cursos d'água naturais da região de S. Carlos. (Ribeirões da Laranja Azeda e do Feijão e Rio Jacaré-Guaçu).

Modelo de Previsão	Rib Laranja Azeda		Rib Laranja Azeda		Rib Laranja Azeda		Rib Feijão		Rib Feijão		Rio Jacaré-Guaçu		Erro Médio Absoluto (%)
	Teste 26/04/94 K_2 estimado (dia ⁻¹)	Erro na previsão (%)	Teste 21/06/94 K_2 estimado (dia ⁻¹)	Erro na previsão (%)	Teste 06/03/95 K_2 estimado (dia ⁻¹)	Erro na previsão (%)	Teste 16/05/94 K_2 estimado (dia ⁻¹)	Erro na previsão (%)	Teste 11/04/95 K_2 estimado (dia ⁻¹)	Erro na previsão (%)	Teste 20/04/94 K_2 estimado (dia ⁻¹)	Erro na previsão (%)	
Eq. (5.10)	11,75	-28,3	12,38	19,1	10,94	3,1	23,30	-14,8	21,60	13,3	3,99	0,10	13,1
Eq. (5.11)	1,62	82,3	1,96	87,2	1,25	89,0	2,89	85,8	2,28	90,8	0,93	76,9	85,3
Eq. (5.12)	5,70	37,7	7,26	52,5	4,07	64,0	10,63	47,6	7,89	68,3	2,77	30,8	50,2
Eq. (5.13)	7,38	19,4	9,13	40,3	5,48	51,5	12,99	36,0	10,03	59,7	2,47	38,2	40,9
Eq. (5.14)	8,10	11,5	9,20	39,9	6,79	39,9	15,44	23,9	13,15	47,2	2,42	39,5	33,7
Eq. (5.15)	3,21	65,0	3,91	74,5	2,44	78,4	7,46	63,3	5,78	76,8	1,80	55,0	68,8
Eq. (5.16)	0,40	95,7	0,51	96,6	0,28	97,5	2,41	88,1	1,66	93,3	0,76	80,9	92,0
Eq. (5.17)	5,99	34,6	6,91	54,9	4,91	56,5	9,92	51,1	8,33	66,5	2,10	47,6	51,9
Eq. (5.18)	2,70	70,6	3,17	79,3	2,15	80,9	6,24	69,3	5,03	79,8	1,69	57,7	72,9
Eq. (5.19)	12,84	-40,1	13,84	9,5	11,56	-2,3	21,15	-4,2	19,17	23,0	5,26	-31,4	18,4
Eq. (5.20)	2,69	70,6	3,07	80,0	2,24	80,1	6,07	70,1	5,08	79,6	1,86	53,6	72,3
Eq. (5.21)	106,30	-1060,5	121,63	-695,0	87,12	-671,0	50,56	-149,1	45,27	-81,8	5,39	-34,8	448,7
Eq. (5.22)	5,52	39,8	5,86	61,7	5,09	55,0	10,57	47,9	9,66	61,2	4,72	-18,0	47,3
Eq. (5.23)	4,18	54,4	5,21	66,0	3,08	72,8	7,09	65,1	5,42	78,2	2,17	45,8	63,7
Eq. (5.24)	6,21	32,2	7,89	48,4	4,45	60,6	12,61	37,9	9,36	62,4	3,05	23,7	44,2
Eq. (5.25)	5,44	40,6	7,09	53,7	3,76	66,7	10,79	46,8	7,79	68,7	2,47	38,3	52,5
Eq. (5.26)	3,04	66,9	3,40	77,8	2,59	77,1	5,47	73,0	4,71	81,1	2,19	45,3	70,2
Eq. (5.27)	2,48	73,0	2,85	81,4	2,03	82,0	4,19	79,3	3,52	85,9	0,87	78,3	80,0
Eq. (5.28)	6,80	25,8	7,43	51,4	6,00	46,9	9,76	51,9	8,76	64,8	2,25	43,7	47,4
Eq. (5.29)	11,36	-24,0	10,14	33,7	13,39	-18,5	30,80	-51,7	34,36	-38,0	3,14	21,6	36,2

5.4 Estudo do Efeito da Poluição da Água sobre a Concentração do Propano

A metodologia implementada para a obtenção das concentrações do gás propano das amostras colhidas nos testes de reaeração utiliza a técnica *head space* de análise por cromatografia gasosa. Esta técnica prevê um equilíbrio entre a pressão parcial do gás que forma o *head space* e a concentração do gás dissolvido na porção líquida. Assim, antes de proceder à análise química deve-se assegurar este equilíbrio. Detalhes da técnica *head space* e dos procedimentos preliminares às análises são apresentados na seção 4.9.2 deste trabalho.

Para as amostras de gás propano colhidas em rios poluídos (pela presença de surfactantes, sólidos inertes e biológicos suspensos, óleos, graxas, matéria orgânica dissolvida, etc.), o efeito dos agentes poluidores poderia se fazer sentir sobre a concentração do gás dissolvido. Buscando tal informação, desenvolveu-se um estudo voltado, basicamente, para a avaliação da possível ação de microorganismos decompositores sobre a concentração do propano dissolvido em um curso d'água receptor de esgoto.

Os dados de campo para o estudo são aqueles que foram colhidos no teste de reaeração realizado no Ribeirão de Caldas, em 27/06/95, cujo resumo é apresentado na seção 5.1.4.3. Tanto naquele teste, quanto em dois outros anteriormente realizados no Ribeirão de Caldas, foi constatada a presença do gás metano nas amostras. Assim, embora a DBO não tenha sido medida, a presença de metano nas amostras é vista como um indicador de poluição, inclusive com um estado de decomposição anaeróbia já atingido. Para ilustração, na Figura 5.28 estão representados dois cromatogramas. O primeiro, na Figura 5.28 (a), é típico da análise de uma amostra colhida no teste no Ribeirão de Caldas: o pico que aparece com menor tempo de retenção (0,52 min) é o do metano, enquanto o outro, com tempo de detenção de 1,46 min, é o do propano. O cromatograma da Figura 5.28 (b) foi obtido da análise de uma amostra de gás metano puro, e serviu para confirmar a presença deste gás nas amostras de campo.

No teste de 27/06/95, em que a injeção do propano se fez com taxa constante e longa duração, 54 amostras desse gás foram colhidas em duas diferentes seções retas do escoamento, localizadas a jusante do ponto de lançamento e distanciadas entre si de aproximadamente 1.500 m. Em cada uma dessas seções, as amostragens foram feitas em três pontos: um ponto no eixo do escoamento, e dois outros próximos a cada uma das margens do canal. No total foram colhidas 9 amostras ao longo do tempo, por ponto de amostragem; 4 destas amostras receberam, no momento da coleta, a adição de uma dose de 0,5 ml de um forte bactericida, enquanto as outras 5 não receberam qualquer conservante.

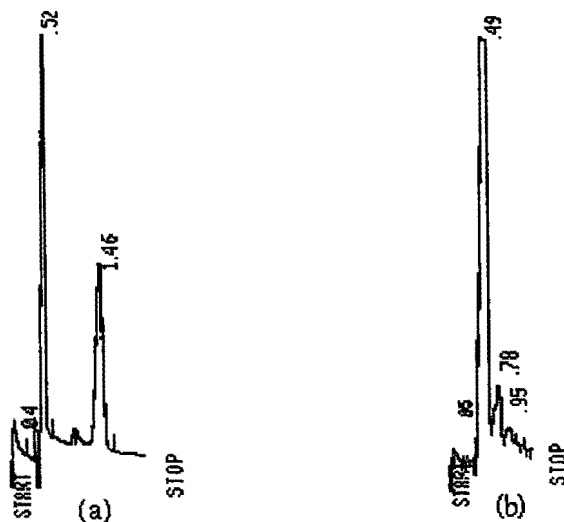


Figura 5.28 - Cromatogramas resultantes das análises de amostra obtida no teste de campo (figura a) e de amostra de metano puro (figura b).

Como agente bactericida empregou-se a formalina, uma solução de aldeído fórmico preparada no Laboratório de Saneamento da Escola de Engenharia da USP/São Carlos. O número requerido de amostras foi estatisticamente definido como apresentado na seção 4.8.2.1, e os intervalos adotados para as amostragens foram de 3 minutos na seção de montante (seção 1) e de 4 minutos na seção de jusante (seção 2).

Os resultados das análises das amostras são apresentados nas Tabelas 5.44 e 5.46, referidos às seções 1 e 2 respectivamente. O tratamento estatístico destes resultados é feito nas seções seguintes, permitindo as comparações das médias dos tratamentos.

5.4.1 Análise Estatística dos Dados da Seção 1 de Amostragem

A Tabela 5.44 contém as concentrações das 27 amostras, colhidas em três diferentes pontos da seção transversal de montante do Ribeirão de Caldas. Para cada ponto de amostragem, indicados por 1A, 1B e 1C, as concentrações foram divididas em dois grupos, conforme as amostras tenham ou não recebido a adição do conservante. As concentrações médias de cada um dos seis tratamentos, a concentração média do total das amostras, bem como os desvios padrões correspondentes também são lançados na Tabela 5.44. Para visualização, estes resultados são apresentados na Figura 5.29, na forma de diagramas pontuais para cada um dos seis tratamentos.

Tabela 5.44 - Concentrações e estatísticas das amostras da seção de montante (Teste no Ribeirão de Caldas, em 27/06/95)

Seção 1 ($x_1 = 935$ m, $B = 9,80$ m)					
Ponto 1A ($z=2,05$ m)		Ponto 1B ($z=4,65$ m)		Ponto 1C ($z=6,75$ m)	
concentração ($\mu\text{g/l}$)		concentração ($\mu\text{g/l}$)		concentração ($\mu\text{g/l}$)	
sem formalina	com formalina	sem formalina	com formalina	sem formalina	com formalina
14,62	14,48	15,86	15,61	15,17	15,83
14,24	14,86	15,99	15,33	15,92	15,99
14,46	14,07	15,22	14,91	16,22	16,01
13,63	13,89	14,43	14,08	15,92	15,54
13,83		14,73		15,75	
Estatísticas					
$\bar{C} = 14,156$	$\bar{C} = 14,325$	$\bar{C} = 15,246$	$\bar{C} = 14,983$	$\bar{C} = 15,796$	$\bar{C} = 15,843$
$s = 0,4177$	$s = 0,4379$	$s = 0,6825$	$s = 0,6669$	$s = 0,3889$	$s = 0,2172$
$n_1 = 5$	$n_2 = 4$	$n_3 = 5$	$n_4 = 4$	$n_5 = 5$	$n_6 = 4$
média geral: $\bar{C} = 15,0589$; $N = 27$ e $s = 0,8040$					
x_1 = distância entre as seções de injeção e amostragem; B = largura da seção de amostragem					
Z = posição da amostragem, medida pela distância à margem esquerda do canal					
N = número de amostras; \bar{C} = concentração média; S = desvio padrão					

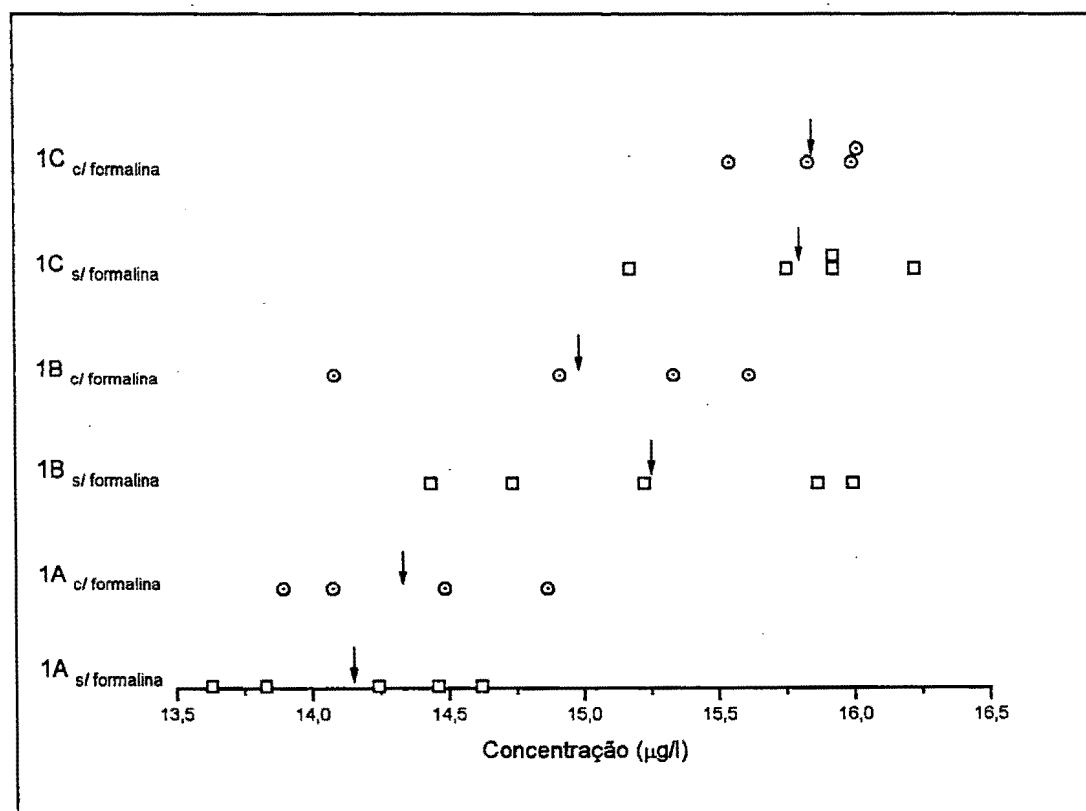


Figura 5.29 - Diagramas pontuais para representar as concentrações dos seis diferentes tratamentos (seção 1). As setas indicam as posições das médias.

Para uma discussão dos resultados, admite-se que os dados possam ser tratados como amostras aleatórias de seis 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 tratamentos. Para a resposta a esta questão deve ser testada a hipótese de nulidade, pela qual as médias dos tratamentos $\mu_A, \mu_{AB}, \mu_B, \mu_{BF}, \mu_C$ e μ_{CF} são todas iguais. Como hipótese alternativa, essas médias podem ser diferentes. Os cálculos para explorar estas hipóteses são lançados resumidamente no Quadro 5.1 de análise de variância (ANOVA).

No quadro de ANOVA tem-se:

S_T = soma dos quadrados dos desvios entre tratamentos,

$$S_T = \sum_{t=1}^{t=k} n_t (\bar{C}_t - \bar{C})^2, \quad (5.30)$$

com

\bar{C} = média geral (27 amostras),

\bar{C}_t = média do t-ésimo tratamento,

n_t = número de amostras do t-ésimo tratamento.

O índice t indica o tratamento e k o número total de tratamentos (k=6);

S_R = soma dos quadrados dos resíduos,

$$S_R = \sum_{t=1}^{t=k} \sum_{i=1}^{i=n_t} (C_{ti} - \bar{C}_t)^2, \quad (5.31)$$

com

C_{ti} = concentração da i-ésima amostra dentro do t-ésimo tratamento;

S_D = soma dos quadrados dos desvios em torno da média geral \bar{C} , dada por

$$S_D = \sum_{t=1}^{t=k} \sum_{i=1}^{i=n_t} (C_{ti} - \bar{C})^2; \quad (5.32)$$

s_T^2 = quadrado médio entre tratamentos,

$$s_T^2 = \frac{S_T}{k-1}; \quad (5.33)$$

s_R^2 = quadrado médio dos resíduos, que é um estimador ponderado da variância intrínseca do erro (dentro dos tratamentos), com N-k graus de liberdade, isto é,

$$s_R^2 = \frac{S_R}{N-k}; \quad (5.34)$$

e v_T , v_R e v_D são os graus de liberdade correspondentes.

Quadro 5.1 - Análise de Variância para as amostras da seção 1.

Fonte de variação	Soma dos Quadrados	Graus de Liberdade	Quadrado Médio	razão
Entre tratamentos	$S_T = 11,602$	$v_T = 5$	$s_T^2 = 2,32$	
Dentro dos tratamentos	$S_R = 5,206$	$v_R = 21$	$s_R^2 = 0,25$	$s_T^2 / s_R^2 = 9,36$
Em torno da média geral	$S_D = 16,808$	$v_D = 26$	$s_D^2 = 0,646$	

Se os dados são amostras aleatórias de 6 populações tendo a mesma variância e, possivelmente, diferentes médias, pode-se escrever um modelo como

$$C_t = \mu_t + \varepsilon_t, \quad (5.34)$$

onde μ_t é a média populacional do t-ésimo tratamento e ε_t é o erro associado à i-ésima amostra dentro do tratamento t. Os erros são considerados idêntica e independentemente distribuídos segundo uma distribuição normal, com média zero e variância fixa e desconhecida σ^2 ; escreve-se, i.i.d. $N(0, \sigma^2)$. Em assim sendo, s_R^2 e \bar{C}_t seriam juntos estatísticas suficientes para σ^2 , e $\mu_1, \mu_2, \dots, \mu_6$ seriam os únicos parâmetros do modelo.

Antes de fazer a interpretação dos resultados do quadro de análise de variância, convém realizar a checagem do modelo representado pela Eq. (5.34). Isto pode ser prontamente feito por meio de uma inspeção visual, com base nos diagramas pontuais dos resíduos construídos conforme mostrado na Figura 5.30.

Pela Figura 5.30, os diagramas dos resíduos levam à aceitação da hipótese i.i.d. $N(0, \sigma^2)$: o diagrama da figura (a) tem a forma razoavelmente aproximada à de uma distribuição normal centrada em zero, o que aumenta a confiança no modelo da Eq. (5.34). Adicionalmente, os diagramas da figura (b) não indicam nenhum comportamento anômalo associado com um tratamento particular. Tem-se, assim, aumentada a segurança no desenvolvimento do estudo interpretativo do Quadro de ANOVA, que fornece a base para o teste formal da hipótese de que as médias dos tratamentos são todas iguais, isto é, $\mu_A = \mu_{Af} = \mu_B = \mu_{Bf} = \mu_C = \mu_{Cf}$

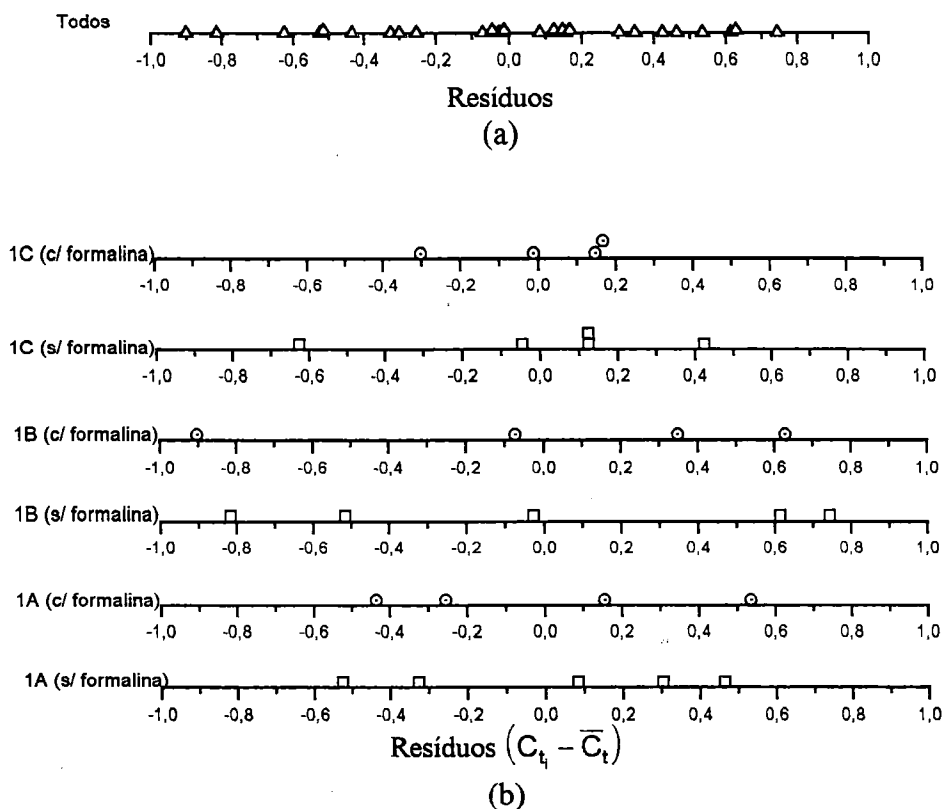


Figura 5.30 - Diagramas pontuais dos resíduos. Dados referidos à seção 1. (a) Diagrama com todos os resíduos. (b) Diagramas para cada um dos seis tratamentos.

No caso estudado, se a hipótese de nulidade fosse verdadeira, estando assegurada a hipótese i.i.d. $N(0, \sigma^2)$ dos erros, a razão s_T^2/s_R^2 deveria seguir uma distribuição F com 5 e 21 graus de liberdade. Nos níveis de significância usuais de 5%, 1% e 0,1%, de acordo com BOX et al. (1978), os valores tabelados da distribuição $F(5,21)$ são, respectivamente, 2,68, 4,05 e 6,32. Como, do quadro de ANOVA, $s_T^2/s_R^2 = 9,36$ é um valor maior que $F(5,21)$ nos níveis de significância usuais, rejeita-se a hipótese de nulidade. Conclui-se, pois, que existem diferenças reais (significativas) entre as médias dos tratamentos. Resta, pois, fazer comparações múltiplas entre as médias dos tratamentos.

Para auxiliar a formulação e a avaliação de outras hipóteses, construiu-se uma distribuição de referência (BOX et al., 1978), embora esta seja tão somente um método grosseiro de fazer comparações múltiplas. A análise a ser feita basear-se-á no fato de que se k médias de tratamentos, $\bar{C}_1, \bar{C}_2, \dots, \bar{C}_k$, têm a mesma média μ , então elas comportar-se-ão como k observações de uma mesma distribuição

aproximadamente normal, com desvio padrão σ/\sqrt{n} . Supondo que tal distribuição normal fosse graficamente construída e imaginando-a capaz de deslizar sobre um eixo horizontal (eixo das médias), deveria haver alguma posição de repouso de modo a tornar aceitável a proposição de que $\bar{C}_1, \bar{C}_2, \dots, \bar{C}_k$ são amostras aleatórias desta distribuição.

Na presente análise, para o caso dos dados da seção 1 do Ribeirão de Caldas, a amostra total é pequena ($N < 30$) e σ não é conhecido. Por isso, uma aproximação conveniente é alcançada com o uso de uma distribuição *t de Student*, empregando-se um fator de escala, definido como s/\sqrt{n} , onde

$$\bar{n} = \frac{1}{k} \sum_{t=1}^{t=k} n_t. \quad (5.35)$$

Neste caso, $\frac{s}{\sqrt{n}} = \sqrt{\frac{s^2}{n}} = \sqrt{\frac{0,248}{27/6}} \cong 0,235$.

Para a construção da distribuição de referência utilizam-se os valores da tabela da distribuição *t de Student*, com 21 graus de liberdade (BOX et al., 1978), formando a Tabela 5.45.

Tabela 5.45 - Elementos para a construção da distribuição de referência para a comparação estatística das médias das amostras da seção de montante do Rib. de Caldas.

Valor de t	Ordenada da distribuição <i>t de Student</i>	t × fator de escala = = t × 0,235
0	0,394	0
0,5	0,346	0,1175
1,0	0,2365	0,235
1,5	0,129	0,3525
2,0	0,058	0,470
2,5	0,0225	0,5875
3,0	0,008	0,705

A representação gráfica das médias, juntamente com a distribuição de referência, é feita na Figura 5.31. Para desenhar a distribuição de referência escolheu-se uma origem arbitrária na vizinhança das médias a serem comparadas (No caso, escolheu-se, para a origem, $\mu = 15 \mu\text{g}/\text{l}$). Em seguida, foram lançadas no gráfico as

ordenadas correspondentes a μ , $\mu \pm 0,1175$, $\mu \pm 0,235$, $\mu \pm 0,3525$, $\mu \pm 0,470$ e $\mu \pm 0,705$, e foi traçada uma curva suave por estes pontos que assumiu a forma *gaussiana* mostrada na Figura 5.31.

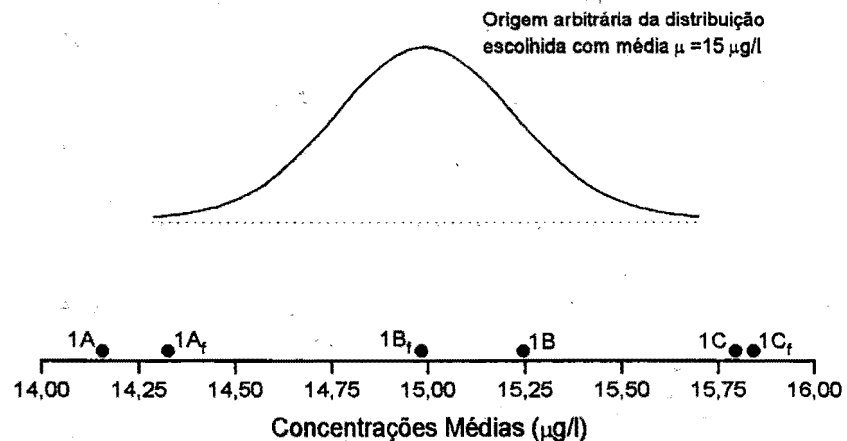


Figura 5.31 - Médias das amostras comparadas com uma distribuição de referência (índice f indica a adição de formalina ao conjunto cuja média da amostra é representada). Dados referidos à seção de amostragem 1 do Ribeirão de Caldas - teste em 27/06/95.

Observando a Figura 5.31, e considerando a possibilidade da distribuição de referência deslizar sobre a linha horizontal, podem-se avaliar duas diferentes hipóteses, concluindo-se que:

- i.) não é possível centrar a distribuição de referência em nenhuma posição que permita supor que as médias dos seis tratamentos constituam amostras aleatórias desta distribuição. Isto é o equivalente gráfico do que foi concluído com o teste F;
- ii.) a distribuição de referência sugere, ainda, que, provavelmente, não se pode distinguir os pares de médias referidas às seções A, B e C.

Para verificar a conclusão (ii) são feitas as comparações múltiplas entre os pares de médias, estabelecendo-se os intervalos de confiança para as diferenças das médias. Segundo BOX et al. (1978), para um nível α de significância, a diferença entre o p-ésimo e o q-ésimo tratamento se escreve como

$$(\bar{C}_p - \bar{C}_q) \pm t_{\alpha/2} \cdot \sqrt{\frac{s^2}{n_p} + \frac{s^2}{n_q}} \quad (5.36)$$

No caso, para $\alpha=0,05$ e com $v=21$ graus de liberdade, $t_{\alpha/2}=2,080$. Ainda, s^2 , um estimador da variância σ^2 , é dado por $s_R^2=0,25$. Com estes valores, determinam-se os intervalos de confiança para os 15 pares de tratamentos possíveis de serem formados, conforme apresentados no Quadro 5.2. Os resultados contidos neste quadro confirmam a hipótese (ii), já que os intervalos de confiança das médias $\bar{C}(1A)$ e $\bar{C}(1A_f)$, $\bar{C}(1B)$ e $\bar{C}(1B_f)$, $\bar{C}(1C)$ e $\bar{C}(1C_f)$ contém o valor zero.

Quadro 5.2 - Intervalos de confiança para as diferenças das médias das concentrações - Dados referidos à seção 1 de amostragem. (Teste no Ribeirão de Caldas, em 27/06/95).

Tratamento	1A	1A _f	1B	1B _f	1C	1C _f
1A	-----	<u>-0,86; 0,53</u>	-1,75; -0,44	-1,52; -0,13	-2,30; -0,99	-2,38; -0,99
1A _f		-----	-1,62; -0,23	<u>-1,39; 0,07</u>	-2,17; -0,78	-2,25; -0,79
1B			-----	<u>-0,43; -0,96</u>	-1,21; 0,11	-1,29; 0,10
1B _f				-----	-1,51; -0,12	<u>-1,59; -0,13</u>
1C					-----	<u>-0,74; 0,65</u>
1C _f						-----

5.4.2 Análise Estatística dos Dados da Seção 2 de Amostragem

Na Tabela 5.46 são fornecidos os 26 dados de concentrações de amostras colhidas em três pontos diferentes da seção transversal de jusante do Ribeirão de Caldas. Como na Tabela 5.45, as concentrações foram divididas em dois grupos, conforme as amostras tenham ou não recebido a adição da formalina. As concentrações médias de cada um dos seis tratamentos, a concentração média do total das amostras, e os desvios padrões correspondentes também foram lançados na Tabela 5.46. Todas as observações individuais são apresentadas na Figura 5.32, na forma de diagramas pontuais, para cada um dos seis tratamentos.

Tabela 5.46 - Concentrações e estatísticas das amostras da seção de jusante (Teste no Ribeirão de Caldas, em 27/06/95)

Seção 2 ($x_2 = 2.450$ m, $B = 11.50$ m)					
Ponto 2A (z=2,30 m)		Ponto 2B (z=6,00 m)		Ponto 2C (z=8,80 m)	
concentração ($\mu\text{g/l}$)		concentração ($\mu\text{g/l}$)		concentração ($\mu\text{g/l}$)	
sem formalina	com formalina	sem formalina	com formalina	sem formalina	com formalina
---	12,74	12,81	13,09	13,37	13,13
12,10	12,25	13,01	13,61	13,28	13,62
11,45	12,52	13,16	13,07	13,27	12,71
12,24	12,00	12,89	12,75	13,30	12,70
12,92		13,04		11,59	
Estatísticas					
$\bar{C} = 12,1775$	$\bar{C} = 12,3775$	$\bar{C} = 12,9820$	$\bar{C} = 13,1300$	$\bar{C} = 12,9620$	$\bar{C} = 13,0400$
$s = 0,6029$	$s = 0,3217$	$s = 0,1359$	$s = 0,3559$	$s = 0,7680$	$s = 0,4355$
$n_1 = 4$	$n_2 = 4$	$n_3 = 5$	$n_4 = 4$	$n_5 = 5$	$n_6 = 4$
média geral: $\bar{C} = 12,7931$; $N = 26$ e $s = 0,5660$					
x_1 = distância entre as seções de injeção e amostragem; B = largura da seção de amostragem					
Z = posição da amostragem, medida pela distância à margem esquerda do canal					
N = número de amostras; \bar{C} = concentração média; s = desvio padrão					

* amostra perdida

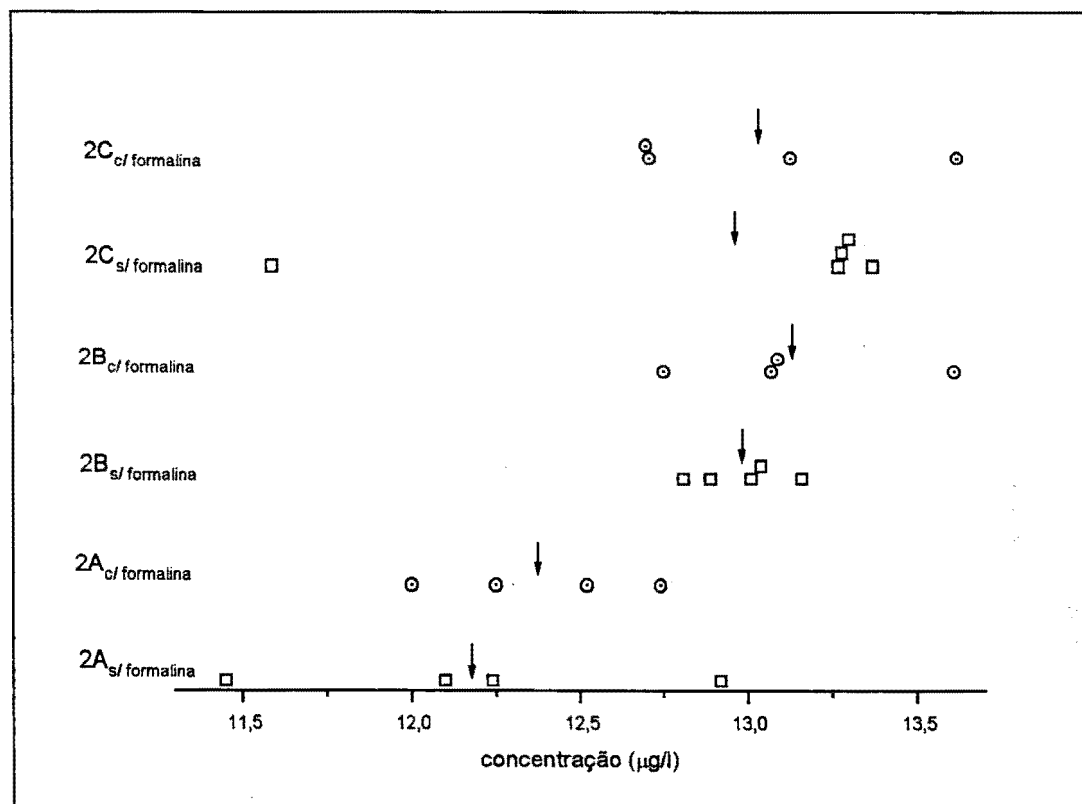


Figura 5.32 - Diagramas pontuais para representar as concentrações dos seis diferentes tratamentos (seção 2). As setas indicam as posições das médias.

Os dados são tratados estatisticamente como amostras aleatórias de seis populações normais com mesma variância, mas podendo apresentar médias diferentes.

Para testar a hipótese de serem iguais as médias dos seis tratamentos construiu-se o quadro de análise de variância mostrado no Quadro 5.3.

Quadro 5.3 - Análise de Variância para as amostras da seção 2.

Fonte de variação	Soma dos Quadrados	Graus de Liberdade	Quadrado Médio	razão
Entre tratamentos	$S_T = 3,226$	$v_T = 5$	$s_T^2 = 0,645$	
Dentro dos tratamentos	$S_R = 4,783$	$v_R = 20$	$s_R^2 = 0,239$	$s_T^2/s_R^2 = 2,70$
Em torno da média geral	$S_D = 8,009$	$v_D = 25$	$s_D^2 = 0,32$	

Como na análise feita para os dados da seção 1, faz-se preliminarmente uma inspeção nos resíduos para checar a validade do modelo representado pela Eq. (5.34). Para isto, são construídos os diagramas pontuais representados na Figura 5.33.

As representações da Figura 5.33 levam à aceitação da hipótese de erros i.i.d. $N(0, \sigma^2)$. Assim, com maior segurança pode-se aceitar os resultados contidos no quadro de ANOVA.

Para a realização do teste F considera-se a hipótese de nulidade, pela qual as médias dos tratamentos são todas iguais. Com a suposição dos erros i.i.d. $N(0, \sigma^2)$ assegurada, se a hipótese de nulidade for verdadeira então a razão s_T^2/s_R^2 deverá seguir uma distribuição F com 5 e 20 graus de liberdade. Consultando uma tabela da distribuição F (BOX et al., 1978), para os níveis de significância de 5%, 1% e 0,1% são encontrados os valores de $F(5,20)$ iguais a 2,71, 4,10 e 6,46, respectivamente. Estes resultados levam à aceitação da hipótese de nulidade: nos níveis de significância usuais, as médias dos seis tratamentos são iguais (ou não são significativamente diferentes).

A interpretação dos resultados contidos no quadro de ANOVA pode ser confirmada visualmente por meio do gráfico das médias comparadas a uma distribuição de referência, conforme ilustrado na Figura 5.34.

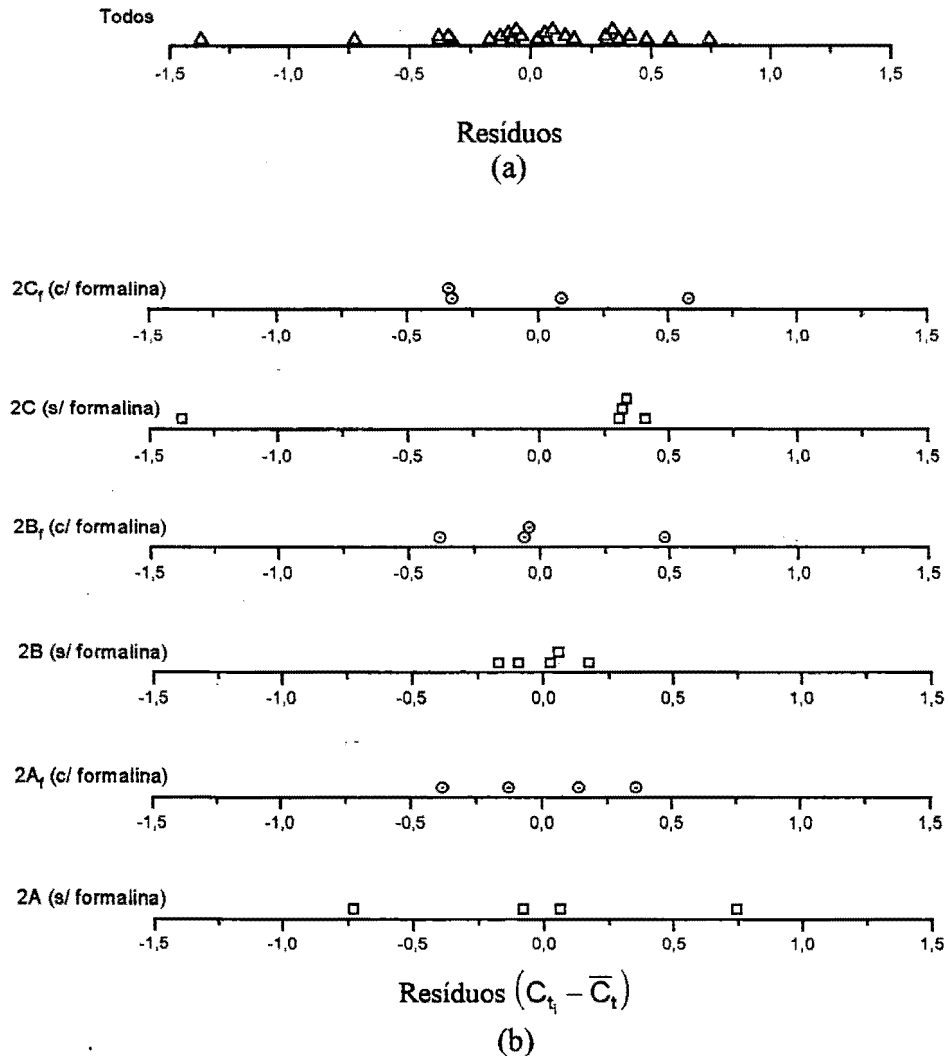


Figura 5.33 - Diagramas pontuais dos resíduos - Dados referidos à seção 2. (a) Diagrama com todos os resíduos. (b) Diagramas para cada um dos seis tratamentos.

Para construir a distribuição de referência, o fator de escala foi calculado como $s/\sqrt{\bar{n}}$, com \bar{n} dado pela Eq. (5.35), resultando em $s/\sqrt{\bar{n}} = \sqrt{s^2/\bar{n}} = \sqrt{0,239/(26/6)} = 0,235$.

As ordenadas da distribuição de referência foram calculadas tomando-se os valores de uma tabela da distribuição *t de Student*, com 20 graus de liberdade, que se multiplicam pelo fator de escala. Os resultados encontrados foram praticamente idênticos àqueles da seção 1, dados na Tabela 5.45.

Conforme evidenciado na Figura 5.34, e de acordo com as propriedades da distribuição de referência, conclui-se que as médias dos tratamentos são amostras aleatórias desta distribuição, o que já fora concluído pela interpretação do quadro de ANOVA.

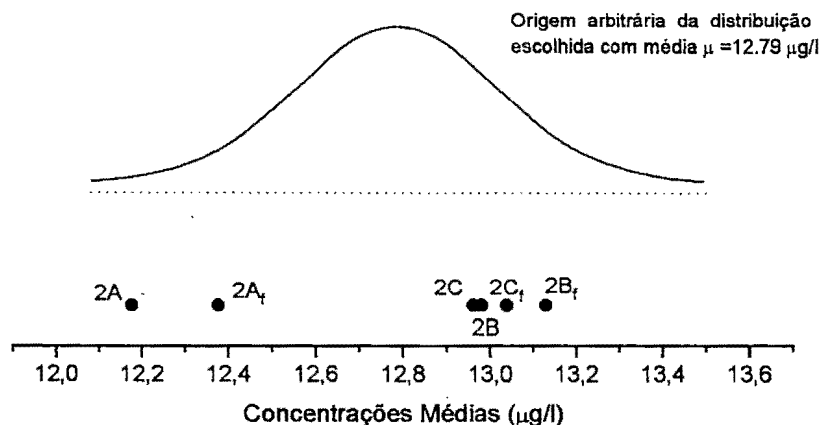


Figura 5.34 - Médias das amostras comparadas com uma distribuição de referência (índice f indica a adição de formalina ao conjunto cuja média da amostra é representada). Dados referidos à seção de amostragem 2 do Ribeirão de Caldas - teste em 27/06/95.

5.4.3 Interpretação dos Resultados

A técnica dos traçadores gasosos pelo *método do patamar* utiliza a concentração do propano dissolvido para a quantificação do coeficiente de reaeração superficial da água. Para que este coeficiente seja obtido com confiança, é necessário assegurar-se de que a ação decompositora dos microorganismos não se faça sentir sobre as amostras coletadas. Com base nos procedimentos adotados, esta ação poderia se manifestar ao longo da viagem do traçador pelo trecho do rio em estudo ou, mais provavelmente, durante o período de acondicionamento da amostra, que se estende desde o momento da coleta até o instante imediatamente anterior à sua análise. Na prática, nos testes realizados, este período foi de aproximadamente 30 horas, dado que as amostras colhidas num dia foram sempre analisadas no dia seguinte (mínimo de 24 horas e máximo de 32 horas nos estudos realizados).

De acordo com as análises estatísticas aqui conduzidas pode-se concluir, com 95% de confiança, que a adição de formalina como conservante das

amostras colhidas no campo não resultou em nenhuma alteração significativa nas concentrações médias. Este fato fica evidente quando são comparados, dois a dois, os conjuntos de amostras da seção 1, bem como todo o conjunto de amostras da seção 2. Isto mostra que, pelo menos para um intervalo de acondicionamento de 30 horas, a ação de microorganismos decompositores não afeta significativamente as amostras.

Por outro lado, conforme conclusão extraída do quadro de ANOVA referido à seção 1 (Quadro 5.1), as concentrações médias são significativamente diferentes nos três diferentes pontos de amostragem. Isto pode ser justificado, considerando-se o fato de que a injeção do gás se faz pontualmente, no eixo de uma seção situada a 935 m a montante da primeira seção de amostragem. Conforme apresentação feita no Capítulo 2 deste trabalho, é de se esperar uma uniformidade na distribuição transversal de concentração somente a uma distância suficientemente grande do ponto de injeção, distância esta que é função da intensidade da mistura turbulenta ocorrida no escoamento nas condições de teste. Assim, uma explicação razoável para a constatação das diferenças entre as médias na seção 1 poderia ser atribuída à extensão insuficiente do trecho de mistura. A reforçar esta hipótese está o fato de que a uma distância maior, na seção de amostragem 2 que dista 2.450 m do ponto de injeção, as médias das concentrações em diferentes pontos foram significativamente iguais.

5.5 Estudos para a Obtenção do Coeficiente de Dispersão Longitudinal

Nesta seção são apresentados os resultados dos testes de campo para a quantificação do coeficiente de dispersão longitudinal em trechos dos cursos d'água naturais da bacia do Rio Jacaré-Guaçu, na região de São Carlos (SP), e em dois trechos do canal urbano do Ribeirão de Caldas, em Poços de Caldas (MG).

Todos os estudos que foram apresentados na seção 5.1.1 para as determinações de K_2 também serviram para a obtenção dos coeficientes de dispersão longitudinal. Adicionalmente, três outros testes foram ainda realizados exclusivamente para a obtenção de E_L , a saber: Ribeirão do Feijão (22 de outubro de 1993), Ribeirão da Laranja Azeda (9 de novembro de 1993) e Rio Jacaré-Guaçu (17 de agosto de 1994). No total, quinze estudos para E_L foram realizados nos correspondentes trechos escolhidos do Ribeirão da Laranja Azeda (4 testes), Ribeirão do Feijão (3 testes), Rio Jacaré-Guaçu (2 testes) e Ribeirão de Caldas (3 testes, 2 trechos por teste).

Três métodos diferentes foram empregados para a determinação direta do coeficiente de dispersão longitudinal com base nos dados de campo. Em praticamente todos os casos estudados, a quantificação foi feita a partir do uso do método dos momentos (seção 4.10.2.1), do método do *routing* (seção 4.10.2.2) e método gráfico de Chatwin (seção 4.10.2.3). Considerado também o interesse prático do uso de fórmulas de previsão para E_L , seis modelos diferentes de natureza empírica e semi-empírica (seções 2.4.6.4 e 4.10.2.4) foram avaliados pela comparação dos resultados das previsões com os valores medidos pelo método do *routing*.

Os procedimentos de campo já são conhecidos por serem os mesmos que foram adotados na obtenção do coeficiente de reaeração. Ressalta-se, contudo, que embora nos testes de campo tenham sido obtidas três curvas de concentração versus tempo, para cada seção de amostragem do traçador fluorescente, os resultados que se utilizam para as determinações diretas do coeficiente de dispersão longitudinal são apenas aqueles referidos à linha de corrente central.

Apresenta-se, a seguir, os dados dos estudos organizados por curso d'água e em ordem cronológica, à semelhança do que foi feito para K_2 . Ao final de cada estudo é fornecido um resumo dos principais resultados encontrados.

5.5.1 Teste para E_L no Ribeirão da Laranja Azeda em 09/11/93

O teste no Ribeirão da Laranja Azeda em 09/11/93 foi realizado exclusivamente para a determinação do coeficiente de dispersão longitudinal. O trecho de teste foi o mesmo adotado no estudo de 26/04/94, descrito nas seções 5.1.1 e 5.1.1.1 e visualizado através da Figura 5.1. O comprimento do trecho reservado

para a mistura foi de 670 m e o comprimento entre as seções de amostragem foi de 1.190 metros.

Para a injeção da rodamina-WT empregou-se um vaso de Mariotte apoiado em um suporte metálico fixo no leito do canal. A duração da injeção foi de 15 minutos (início às 11:20 h da manhã do dia 9), tempo no qual foi mantida uma taxa de injeção constante de 24,31 ml/min da solução na concentração de 50,5 g/l.

Em cada seção de amostragem e em três pontos distintos foram colhidas 30 amostras para posterior análise em laboratório. Portanto, no teste completo foram obtidas 180 amostras de rodamina-WT. A coleta de amostras para o traçador fluorescente teve início às 11:38 h na seção 1 e prosseguiu até às 13:30 h. Na seção 2, a coleta foi iniciada às 12:15 h e terminou às 16:35 h.

O uso de três pontos de amostragem permitiu a verificação da condição de mistura lateral completa, particularmente na primeira seção de amostragem. Esta condição foi considerada bem atendida, dada a excelente concordância dos resultados das áreas das curvas de resposta. A título de visualização, a Figura 5.35 mostra, na forma gráfica, os resultados das análises da rodamina em função do tempo de sua coleta, para os três pontos de amostragem, em cada uma das seções.

Para atender aos métodos de determinação de E_L , na Tabela 5.47 são apresentados resumidamente os resultados dos cálculos dos momentos de ordem zero, um e dois das distribuições de concentração do traçador fluorescente, bem como as variâncias e os tempos médios da passagem da nuvem por cada uma das seções de amostragem. Complementarmente, na Tabela 5.48 apresentam-se as características médias do trecho de teste, que se estende de uma estação de amostragem à outra.

Uma exigência associada ao uso dos métodos dos momentos, *routing* e gráfico é que a primeira estação de amostragem deva estar a uma distância suficientemente grande do ponto de injeção. Embora os dados contidos na Figura 5.35 pareçam suficientes para garantir a aplicabilidade dos métodos, pode-se ainda lançar mão da verificação da condição imposta por uma distância adimensional x' (Eq. 2.110) superior a 0,4, conforme definido na seção 2.4.5, ou seja, $x' = (x \cdot \epsilon_t) / (U \cdot B^2) > 0,4$. Para a verificação deste requerimento, estimando-se o coeficiente de mistura transversal pela Eq. (2.76) e utilizando-se os dados da Tabela 5.48 encontra-se, para a seção de amostragem de montante, $x' = 6,7$, que é um valor bem superior ao limite estabelecido de 0,4.

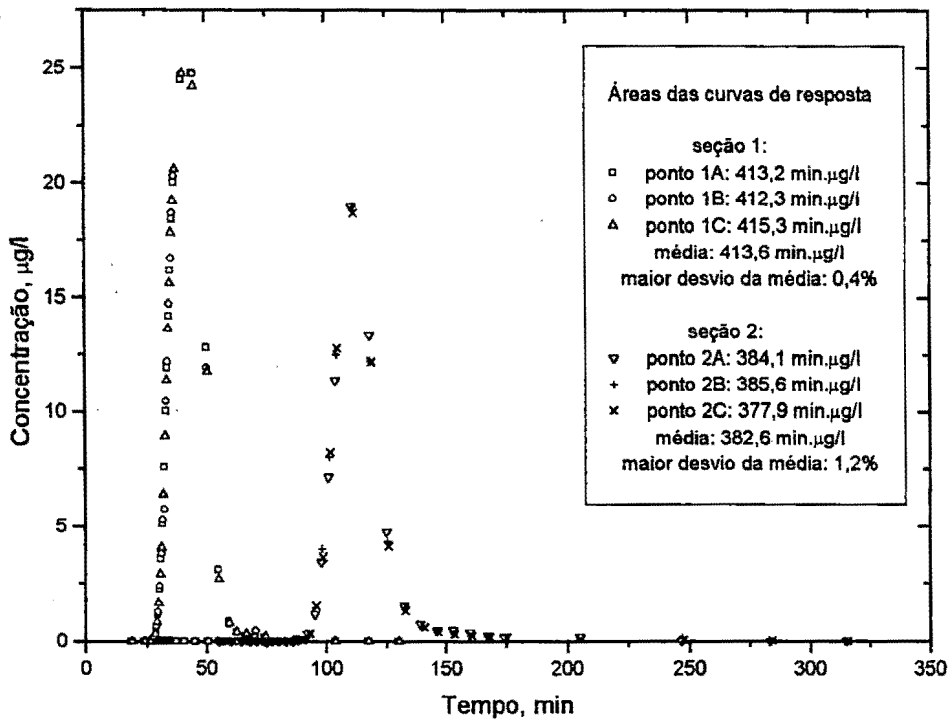


Figura 5.35 - Curvas de resposta referidas a cada uma das três linhas de corrente e para cada uma das duas seções de amostragem. (Ribeirão da Laranja Azeda, teste em 09 de novembro de 1993 - injeção da rodamina por 15 minutos).

Tabela 5.47 - Momentos, variância da distribuição temporal de concentração e tempo médio da passagem da nuvem do traçador pelas estações de amostragem - Teste no Ribeirão da Laranja Azeda em 09/11/93.

M_0 (Eq. 4.102) (min×µg/l)	M_1 (Eq. 4.103) (min ² ×µg/l)	M_2 Eq. (4.104) (min ³ ×µg/l)	\bar{t} (Eq. 4.101) (min)	σ_t^2 (Eq. 4.100) (min ²)
seção 1 ($x_1 = 670$ m)				
412,27	17.627,12	768.576,58	42,76	107,11
seção 2 ($x_2 = 1.860$ m)				
385,58	43.743,31	5.003.959,53	113,45	36,16

Tabela 5.48 - Características médias do trecho de teste (Ribeirão da Laranja Azeda - 09/11/93).

U (Eq. 4.99) (m/s)	Q Vazão (m ³ /s)	B Largura (m)	H Profundidade (m)	S declividade (m/m)	u_* (Eq. 2.61) (m/s)
0,281	0,68	4,0	0,605	0,00265	0,125

Com base nos valores das Tabelas 5.47 e 5.48, calcula-se E_L pelo método dos momentos com a Eq. (2.116):

$$E_L = \frac{U^2}{2} \cdot \frac{\sigma_{t_2}^2 - \sigma_{t_1}^2}{t_2 - t_1} = 2,37 \text{ m}^2/\text{s}.$$

Para o cálculo do coeficiente de dispersão pelo método do *routing*, o valor de E_L acima é utilizado numa primeira tentativa. Escolhidos convenientemente 65 valores de t , estimam-se os correspondentes valores de $\hat{C}(x_2, t)$ com o uso da integral de convolução (Eq. 2.124) resolvida numericamente; os valores de $C(x_1, \tau)$ que se empregam nos cálculos são definidos em intervalos $\Delta\tau = 1,0$ min a partir da interpolação contínua aos dados de resposta de montante. Com esse primeiro valor de E_L tentativa, o erro médio quadrado referido aos 65 valores de $C(x_2, t)$, conforme Eq. (4.105), foi $\text{emq} = 1,757$ ($\mu\text{g}/\text{l}$)².

Seis novos valores de E_L foram empregados como tentativas para encontrar a solução pelo método do *routing*, cada um deles produzindo um valor para o erro médio quadrado. Fez-se, então, a pesquisa gráfica mostrada na Figura 5.36, que apontou o valor $E_L = 1,30$ m²/s como sendo aquele para o qual $d(\text{emq})/d(E_L) = 0$.

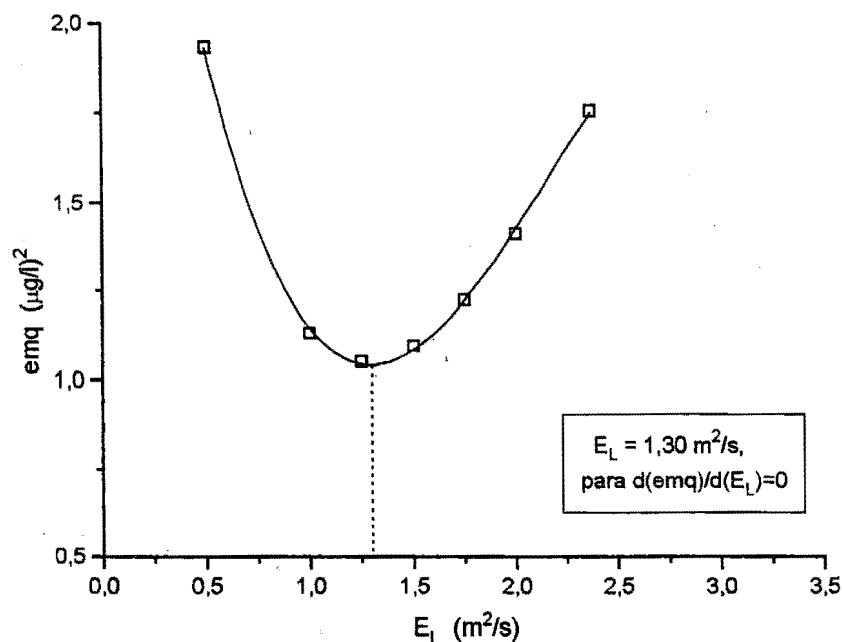


Figura 5.36 - Erro médio quadrado em função dos valores pesquisados de E_L para encontrar o coeficiente pelo método do *routing*. (Ribeirão da Laranja Azeda, teste em 09 de novembro de 1993).

Na Figura 5.37, em dois gráficos, são representadas as concentrações medidas juntamente com a distribuição $\hat{C}(x_2, t)$ estimada pelo método do *routing* para a seção de jusante. Para estas representações, foram escolhidos apenas os resultados dos cálculos de $\hat{C}(x_2, t)$ que utilizam $E_L = 2,37 \text{ m}^2/\text{s}$, conforme obtido pelo método dos momentos (figura superior), e $E_L = 1,30 \text{ m}^2/\text{s}$, que produz o melhor ajuste (figura inferior).

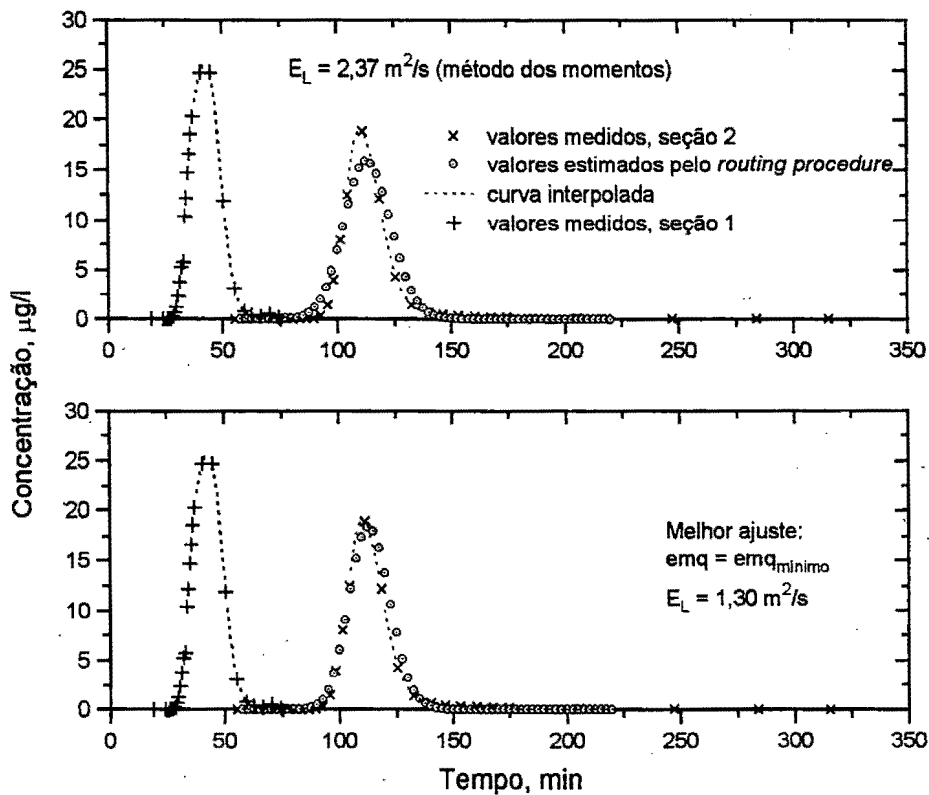


Figura 5.37 - Valores medidos das concentrações nas estações de montante e jusante e concentrações estimadas pelo método do *routing*. (Ribeirão da Laranja Azeda, teste em 09 de novembro de 1993).

Pelo procedimento gráfico de Chatwin, dois valores de E_L foram obtidos, conforme se usam os dados da seção de montante e de jusante. Resumidamente, os resultados em termos da variável transformada de Chatwin são apresentados na forma gráfica da Figura 5.38. Conforme sugerido pelo autor, para evitar o efeito das caudas das distribuições de concentração, apenas os dados que definem o ramo de ascensão da curva de resposta são considerados no método de Chatwin. Assim, a linha de regressão pelo método dos mínimos quadrados é

encontrada quando se consideram apenas os tempos inferiores à ocorrência do pico de concentração do traçador fluorescente.

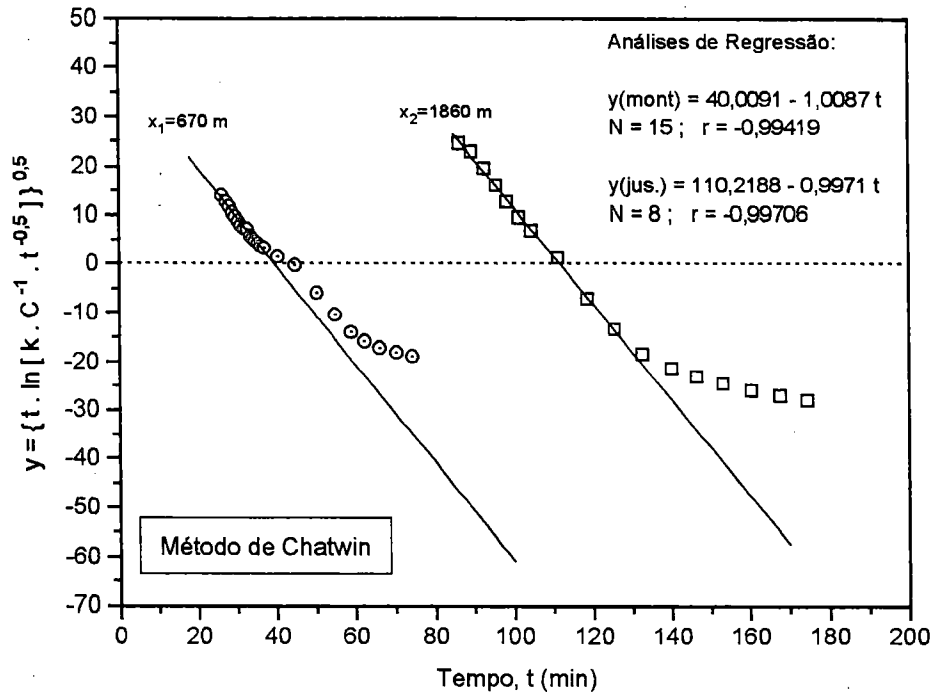


Figura 5.38 - Valores medidos das concentrações nas estações de montante e jusante, nas coordenadas de Chatwin, e linhas de melhor ajuste conforme a Eq. (2.127). Dados referidos ao teste no Ribeirão da Laranja Azeda, em 09 de novembro de 1993.

Identificando-se a equação obtida da análise de regressão com o modelo representado pela Eq. (2.127), encontram-se:

- para a estação de montante:

$$\frac{x_1}{2\sqrt{E_L}} = 40,0091 \rightarrow E_L = 70,11 \text{ m}^2/\text{min} = 1,17 \text{ m}^2/\text{s},$$

$$\frac{U}{2\sqrt{E_L}} = 1,0087 \rightarrow U = 16,89 \text{ m}/\text{min} = 0,281 \text{ m}/\text{s},$$

- para a estação de jusante:

$$\frac{x_2}{2\sqrt{E_L}} = 110,2188 \rightarrow E_L = 71,196 \text{ m}^2/\text{min} = 1,19 \text{ m}^2/\text{s},$$

$$\frac{U}{2\sqrt{E_L}} = 0,9857 \rightarrow U = 16,63 \text{ m}/\text{min} = 0,277 \text{ m}/\text{s}.$$

A excelente concordância entre os resultados obtidos para as seções de montante e jusante sugere uma boa uniformidade no trecho de teste. Ademais, a velocidade média encontrada compara muito bem com aquela determinada com base no tempo de viagem do pico ou do centróide da nuvem do corante, dada na Tabela 5.48 ($U_{\text{pico}}=0,26$ m/s para a seção de montante e $U_{\text{pico}}=0,28$ m/s para a seção de jusante).

Os dados organizados na Tabela 5.48 foram empregados nas estimativas do coeficiente de dispersão longitudinal com o uso das fórmulas práticas. Os resultados dos cálculos com as equações empíricas e semi-empíricas, juntamente com as determinações de E_L pelos métodos diretos, são apresentados resumidamente na Tabela 5.49.

Tabela 5.49 - Valores calculados de E_L segundo os métodos diretos e fórmulas práticas. Teste no Ribeirão da Laranja Azeda, em 09/11/93.

Método/Fórmula	E_L (m ² /s)
Método dos Momentos	2,37
<i>Routing Procedure</i>	1,30
Método de Chatwin	
montante	1,17
jusante	1,19
média	1,18
Elder (Eq. 2.102)	$\alpha=5,93$
McQuivey & Keefer (Eq.2.129)	3,72
Fischer (Eq. 2.133)	0,18
Liu (Eq. 4.107)	$\beta_L=0,0534$
Beltaos (Eq. 4.108)	$\beta_B=0,040$
Vargas & Mellado (Eq. 4.109)	$\beta_{VM}=0,2219$

5.5.2 Teste para E_L no Ribeirão da Laranja Azeda em 26/04/94

O teste no Ribeirão da Laranja Azeda em 26/04/94, realizado também para a determinação do coeficiente de reaeração, foi descrito na seção 5.1.1.1. O trecho de teste foi o mesmo adotado no estudo anterior, em 09/01/93.

Conforme já apontado, um problema com a operação vaso de Mariotte provocou uma interrupção momentânea da injeção da rodamina, que resultou na obtenção das curvas de resposta do traçador apresentando dois picos distintos. Embora o afastamento da forma *gaussiana* deva afetar o resultado do cálculo

principalmente com o método dos momentos, isto não impediu que os dados de campo fossem aproveitados; a determinação E_L pôde ser feita pelo método do *routing*, que independe da forma da injeção, e pelo método gráfico de Chatwin, que utiliza apenas as concentrações referidas ao ramo de ascensão da curva de resposta.

O uso de três pontos de amostragem por seção permitiu a verificação da condição exigida de mistura lateral completa. A título de visualização, a Figura 5.39 mostra, na forma gráfica, os resultados das análises da rodamina em função do tempo de sua coleta, para os três pontos de amostragem, em cada uma das seções.

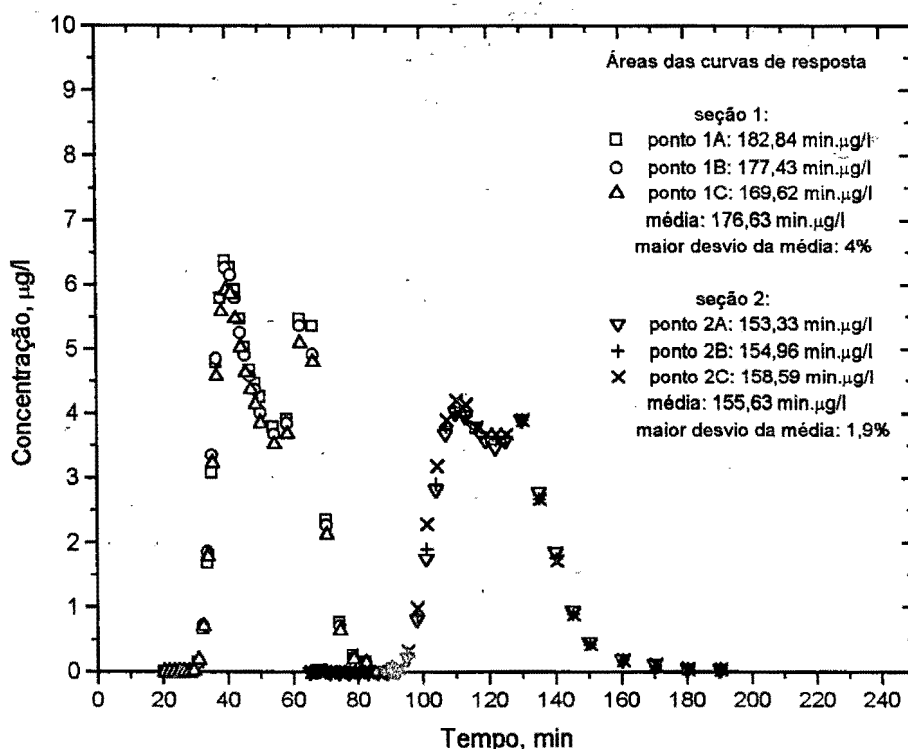


Figura 5.39 - Curvas de resposta referidas a cada uma das três linhas de corrente e para cada uma das duas seções de amostragem. (Ribeirão da Laranja Azeda, teste em 26 de abril de 1994 - injeção da rodamina por aproximadamente 32 minutos).

Não obstante o desconhecimento da forma exata da injeção do traçador, os dados de campo colhidos neste teste foram assim mesmo utilizados na avaliação do coeficiente de dispersão longitudinal. Para atender aos métodos de determinação de E_L , na Tabela 5.50 são apresentados resumidamente os resultados dos cálculos dos momentos de ordem zero, um e dois das distribuições de concentração do traçador fluorescente, bem como as variâncias e os tempos médios da passagem da nuvem por cada uma das seções de amostragem. Todos estes cálculos

são referidos aos dados de concentração-tempo tomados sobre a linha de corrente central do escoamento. Complementarmente, na Tabela 5.51 apresentam-se as características médias do trecho de teste, que se estende de uma estação de amostragem à outra.

Tabela 5.50 - Momentos, variância da distribuição temporal de concentração e tempo médio da passagem da nuvem do traçador pelas estações de amostragem - Teste no Ribeirão da Laranja Azeda em 26/04/94.

M_0 (Eq. 4.102) (min×µg/l)	M_1 (Eq. 4.103) (min ² ×µg/l)	M_2 Eq. (4.104) (min ³ ×µg/l)	\bar{t} (Eq. 4.101) (min)	σ_t^2 (Eq. 4.100) (min ²)
seção 1 ($x_1 = 670$ m)				
177,43	9.249,31	506.140,33	52,1	135,15
seção 2 ($x_2 = 1.860$ m)				
154,96	18.965,32	2.354.649,17	122,4	220,26

Tabela 5.51 - Características médias do trecho de teste (Ribeirão da Laranja Azeda - 26/04/94).

U (Eq. 4.99) (m/s)	Q Vazão (m ³ /s)	B Largura (m)	H Profundidade (m)	S declividade (m/m)	u_* (Eq. 2.61) (m/s)
0,282	0,70	4,0	0,62	0,00265	0,127

Além da comparação das áreas das curvas de resposta (Figura 5.39), a Eq. (2.110) também foi utilizada para a verificação da exigência da mistura completa na primeira seção de amostragem. Com o coeficiente de mistura turbulenta transversal avaliado pela Eq. (2.76) e com os parâmetros definidos na Tabela 5.51, encontrou-se $\alpha' = 7,0$, que é um valor bem superior ao limite estabelecido de 0,4. Este resultado está plenamente de acordo com os dados contidos na Figura 5.39.

Para o método dos momentos, com base nos valores das Tabelas 5.50 e 5.51, calcula-se E_L com a Eq. (2.116):

$$E_L = \frac{U^2}{2} \cdot \frac{\sigma_{t_2}^2 - \sigma_{t_1}^2}{t_2 - t_1} = 2,90 \text{ m}^2/\text{s}.$$

Este valor de E_L é utilizado na primeira tentativa com o método do *routing*. Para 57 valores de t (intervalos $\Delta t = 2$ min) estimam-se os correspondentes

valores de $\hat{C}(x_2, t)$, com o uso da integral de convolução da Eq. (2.124) resolvida numericamente, adotando-se valores de $C(x_1, \tau)$ definidos em intervalos $\Delta\tau = 1,0$ min. Conforme Eq. (4.105), nesta primeira tentativa o erro médio quadrado referido aos 57 valores de $C(x_2, t)$ foi $emq=0,138$ ($\mu\text{g/l}$)².

No total foram feitas nove tentativas com diferentes valores de E_L para encontrar a solução pelo método do *routing*. Os resultados são apresentados na Figura 5.40, em um gráfico de emq versus E_L . Uma pesquisa com base nestes valores apontou $E_L = 2,42$ m²/s para $d(emq)/d(E_L)=0$.

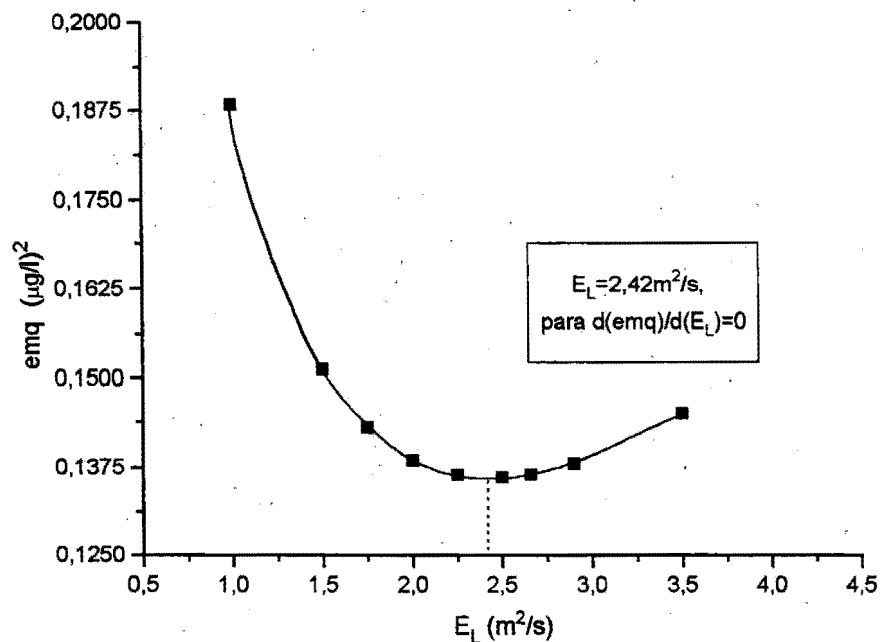


Figura 5.40 - Erro médio quadrado em função dos valores pesquisados de E_L para encontrar o coeficiente pelo método do *routing*. (Ribeirão da Laranja Azeda, teste em 26 de abril de 1994).

Na Figura 5.41, em três gráficos, são representadas as concentrações medidas juntamente com as distribuições $\hat{C}(x_2, t)$ estimadas pelo método do *routing* para a seção de jusante. Para estas representações, foram escolhidos os resultados dos cálculos de $\hat{C}(x_2, t)$ que utilizam os valores de E_L obtido pelo método dos momentos (figura superior), pelo melhor ajuste (figura central), além de um valor menor de $E_L = 1,00$ m²/s (figura inferior). Por estes gráficos e pela Figura 5.40 nota-se que, a despeito do maior erro médio quadrado, apenas o menor valor de E_L é capaz de reproduzir a real conformação da curva de resposta do traçador fluorescente,

contendo 2 picos. Isto ocorreu, provavelmente, em decorrência da ordem de grandeza dos intervalos Δt e $\Delta \tau$ adotados na integração numérica da Eq. (2.124).

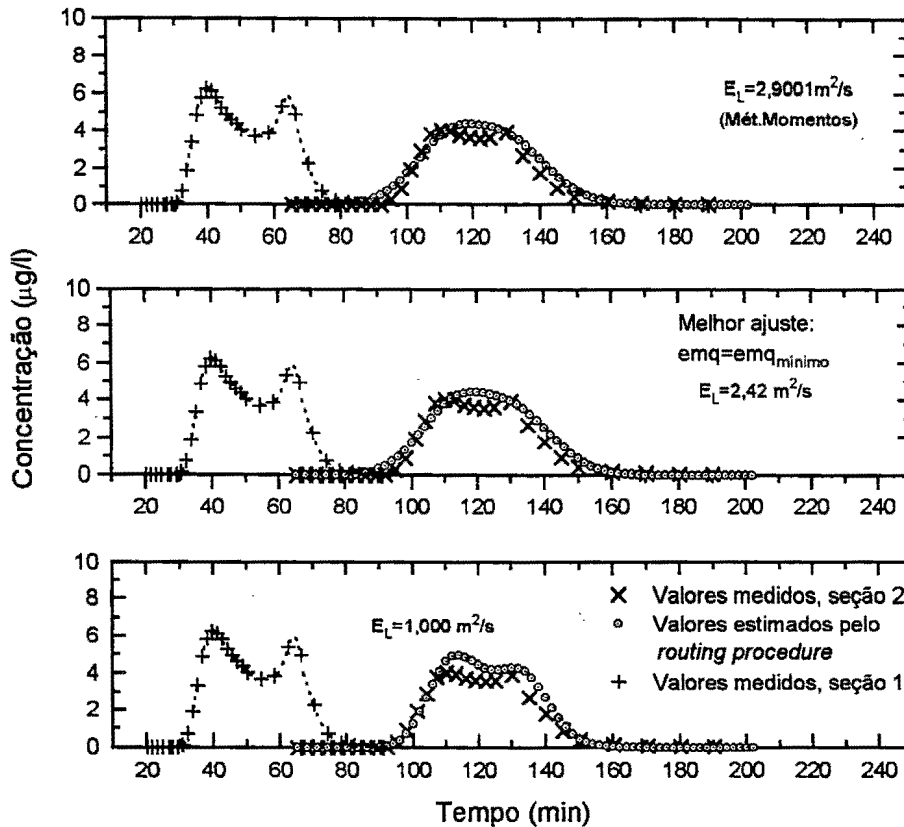


Figura 5.41 - Valores medidos das concentrações nas estações de montante e jusante e concentrações estimadas pelo método do *routing*. (Ribeirão da Laranja Azeda, teste em 26 de abril de 1994).

Pelo procedimento gráfico de Chatwin, utilizando-se apenas as partes frontais das curvas de resposta do traçador fluorescente, dois valores de E_L foram obtidos. Para cada seção de amostragem, foi encontrada a linha de regressão pelo método dos mínimos quadrados considerando-se apenas os tempos inferiores à ocorrência do primeiro pico de concentração. Os resultados, em termos da variável transformada de Chatwin, são apresentados na forma gráfica da Figura 5.42.

Identificando-se a equação obtida da análise de regressão com o modelo representado pela Eq. (2.127), tem-se:

- para a estação de montante:

$$\frac{x_1}{2\sqrt{E_L}} = 47,2265 \rightarrow E_L = 50,32 \text{ m}^2/\text{min} = 0,84 \text{ m}^2/\text{s},$$

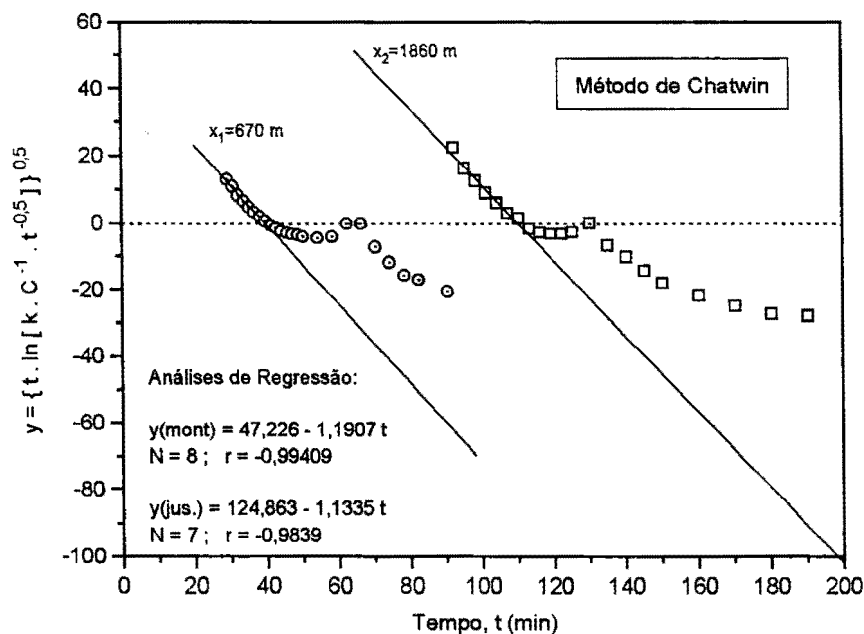


Figura 5.42 - Valores medidos das concentrações nas estações de montante e jusante, nas coordenadas de Chatwin, e linhas de melhor ajuste conforme a Eq. (2.127). Dados referidos ao teste no Ribeirão da Laranja Azeda, em 26 de abril de 1994.

$$\frac{U}{2\sqrt{E_L}} = 1,1907 \rightarrow U = 16,892 \text{ m/min} = 0,282 \text{ m/s};$$

- para a estação de jusante:

$$\frac{x_2}{2\sqrt{E_L}} = 124,8626 \rightarrow E_L = 55,4755 \text{ m}^2/\text{min} = 0,93 \text{ m}^2/\text{s},$$

$$\frac{U}{2\sqrt{E_L}} = 1,1335 \rightarrow U = 16,885 \text{ m/min} = 0,281 \text{ m/s}.$$

Com o método gráfico, os resultados de E_L para as seções de montante e jusante estão em razoável concordância. Como no teste de 09/11/93, que se realizou sob condições hidráulicas semelhantes, velocidade média encontrada compara muito bem com aquela determinada com base no tempo de viagem do pico da nuvem do corante ($U_{\text{pico}} = 0,282 \text{ m/s}$ para a seção de montante e $U_{\text{pico}} = 0,281 \text{ m/s}$ para a seção de jusante).

Os dados organizados na Tabela 5.51 foram ainda empregados nas estimativas do coeficiente de dispersão longitudinal com o uso das fórmulas práticas. De modo resumido, os resultados dos cálculos com as equações empíricas e semi-empíricas, juntamente com as determinações de E_L pelos métodos diretos, são apresentados na Tabela 5.52.

Tabela 5.52 - Valores calculados de E_L segundo os métodos diretos e fórmulas práticas. Teste no Ribeirão da Laranja Azeda, em 26/04/94.

Método/Fórmula		E_L (m ² /s)
Método dos Momentos		2,99
<i>Routing Procedure</i>		2,42
Método de Chatwin	montante	0,84
	jusante	0,93
	média	0,88
Elder (Eq. 2.102)	$\alpha=5,93$	0,47
McQuivey & Keefer (Eq.2.129)		3,83
Fischer (Eq. 2.133)		0,18
Liu (Eq. 4.107)	$\beta_L=0,0544$	0,88
Beltaos (Eq. 4.108)	$\beta_B=0,040$	0,74
Vargas & Mellado (Eq. 4.109)	$\beta_{VM}=0,2326$	3,76

5.5.3 Teste para E_L no Ribeirão da Laranja Azeda em 21/06/94

O teste em 21/06/94 no Ribeirão da Laranja Azeda, diferentemente dos anteriores, utilizou a injeção quase instantânea do traçador conservativo. Este teste, também realizado para a determinação do coeficiente de reaeração, foi descrito nas seções 5.1.1 e 5.1.1.2. As estações de amostragem foram as mesmas dos testes anteriores, mas o ponto de injeção foi deslocado para jusante, encurtando o trecho reservado para mistura que passou a ter 320 metros.

A Figura 5.43 contém, na forma gráfica, os resultados das análises da rodamina, em função do tempo de sua coleta, para os três pontos de amostragem de cada uma das estações. Uma simples inspeção visual no gráfico desta figura sugere que a condição requerida de mistura lateral completa foi bem atendida, o que é confirmado pelos resultados em termos das áreas das curvas de resposta.

Para o cálculo do coeficiente E_L , os momentos de ordem zero, um e dois das distribuições de concentração são apresentados na Tabela 5.53, juntamente com as variâncias e os tempos médios da passagem da nuvem por cada uma das seções de amostragem. A Tabela 5.54 é completada com os dados das características médias do trecho de teste.

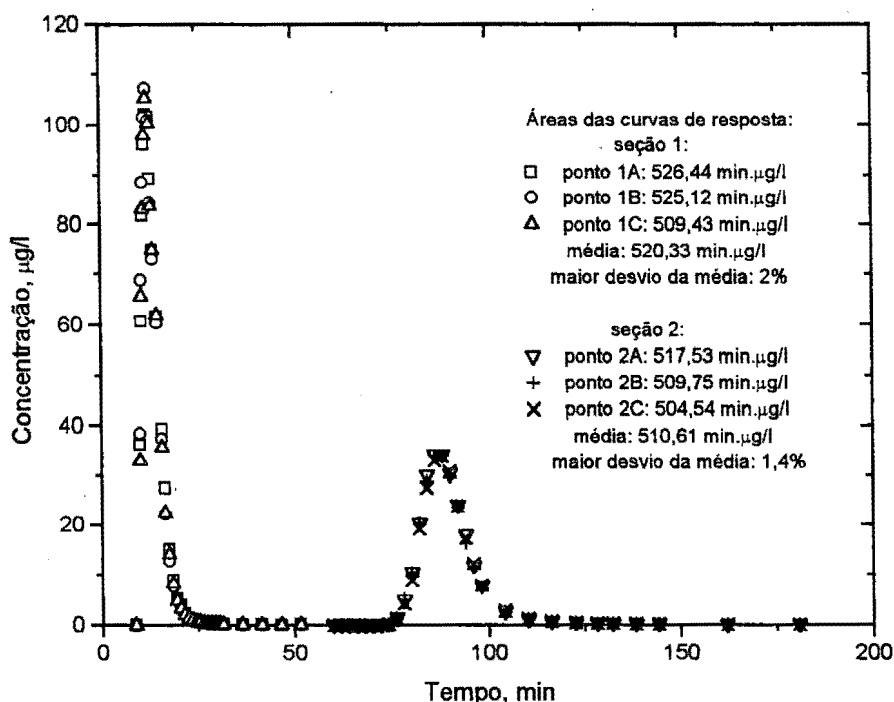


Figura 5.43 - Curvas de resposta referidas a cada uma das três linhas de corrente e para cada uma das duas seções de amostragem. (Ribeirão da Laranja Azeda, teste em 21 de junho de 1994 - injeção instantânea da rodamina).

A exigência associada ao uso dos métodos dos momentos, *routing* e gráfico de que a primeira estação de amostragem se situe a distância suficientemente grande do ponto de injeção pode, ainda, ser verificada em termos da distância adimensional x' da Eq. (2.110). Assim, com $x' = (x \cdot \epsilon_t) / (U \cdot B^2)$, com ϵ_t estimado pela Eq. (2.76) e utilizando-se os dados da Tabela 5.54 encontra-se, para a primeira seção de amostragem de montante, $x' = 2,7$. Assim, embora tenha sido encurtado o trecho reservado para a mistura do traçador, o resultado acima ainda é um valor bem superior ao limite estabelecido de 0,4.

Para o cálculo de E_L pelo método dos momentos emprega-se a Eq. (2.116) com os valores dados nas Tabelas 5.50 e 5.51:

$$E_L = \frac{U^2}{2} \cdot \frac{\sigma_{t_2}^2 - \sigma_{t_1}^2}{t_2 - t_1} = 3,77 \text{ m}^2/\text{s}.$$

Tabela 5.53 - Momentos, variância da distribuição temporal de concentração e tempo médio da passagem da nuvem do traçador pelas estações de amostragem - Teste no Ribeirão da Laranja Azeda em 21/06/94.

M_0 (Eq. 4.102) (min \times μ g/l)	M_1 (Eq. 4.103) (min ² \times μ g/l)	M_2 Eq. (4.104) (min ³ \times μ g/l)	\bar{t} (Eq. 4.101) (min)	σ_t^2 (Eq. 4.100) (min ²)
seção 1 ($x_1 = 320$ m)				
525,13	7.043,29	100.318,27	13,41	11,14
seção 2 ($x_2 = 1.510$ m)				
509,76	46.467,84	4.318.021,76	91,16	161,22

Tabela 5.54 - Características médias do trecho de teste (Ribeirão da Laranja Azeda - 21/06/94).

U (Eq. 4.99) (m/s)	Q Vazão (m ³ /s)	B Largura (m)	H Profundidade (m)	S declividade (m/m)	u_* (Eq. 2.61) (m/s)
0,255	0,516	4,0	0,506	0,00265	0,115

O valor de E_L encontrado com o método dos momentos é utilizado na primeira tentativa com o método do *routing*. Em intervalos $\Delta t=2$ min, estimam-se 71 valores de $\hat{C}(x_2, t)$ com o uso da solução numérica da integral de convolução da Eq. (2.124). Para isto, com base na interpolação de uma curva contínua pelos dados de resposta da seção de montante, adotam-se valores de $C(x_1, \tau)$ definidos em intervalos $\Delta \tau=0,5$ min.

De modo semelhante, sete outros valores de E_L foram empregados como novas tentativas para encontrar a solução pelo método do *routing*, cada um deles produzindo um valor para o erro médio quadrado. Lançados em um gráfico de emq versus E_L , estes resultados produziram a curva mostrada na Figura 5.44, para a qual, no ponto de mínimo, onde $d(\text{emq})/d(E_L)=0$, encontra-se $E_L = 1,10$ m²/s.

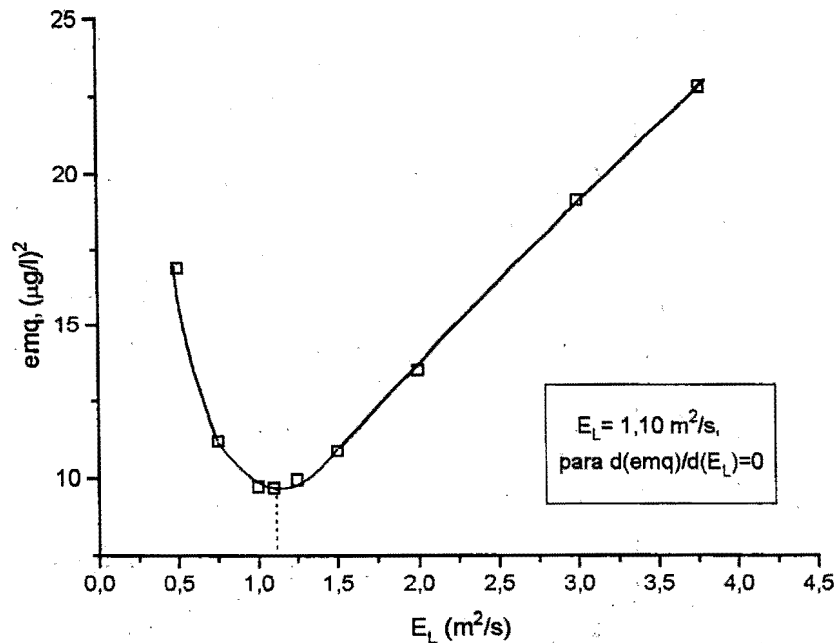


Figura 5.44 - Erro médio quadrado (emq), em função dos valores pesquisados de E_L para encontrar o coeficiente pelo método do *routing*. (Ribeirão da Laranja Azeda, teste em 21 de junho de 1994).

A título de ilustração, na Figura 5.45 encontram-se representados, em três gráficos, os valores medidos das concentrações, juntamente com os valores estimados $\hat{C}(x_2, t)$, obtidos pelo método do *routing*. Para estas representações, foram escolhidos os resultados dos cálculos de $\hat{C}(x_2, t)$ que utilizam os valores de E_L obtidos pelo método dos momentos (figura inferior), pelo melhor ajuste (figura central) e um valor menor de $E_L = 0,75 m^2/s$ (figura superior). Para o coeficiente de dispersão calculado pelo método dos momentos, a curva $\hat{C}(x_2, t)$ versus t gerada pelo método do *routing* mostra-se fortemente abatida, sugerindo que o E_L adotado foi excessivamente grande. De modo semelhante, mas menos acentuadamente, a curva gerada com o E_L que proporcionou o melhor ajuste (menor emq) ainda subestima o valor da concentração de pico. Aparentemente, o uso de um valor inferior de E_L , embora produzindo um erro maior, é capaz de prever melhor o valor máximo da concentração. Isto sugere que o ajuste poderia ser melhorado caso fosse corrigido o valor da velocidade U que se emprega na Eq. (2.124). No caso, adotou-se, nos cálculos, o valor da velocidade do deslocamento do centróide da nuvem do traçador ($U=0,255 m/s$); se fosse adotada a velocidade de deslocamento do pico, cujo valor é

$U=0,263$ m/s, os tempos de ocorrência do pico de concentração medido e estimado se aproximariam mais.

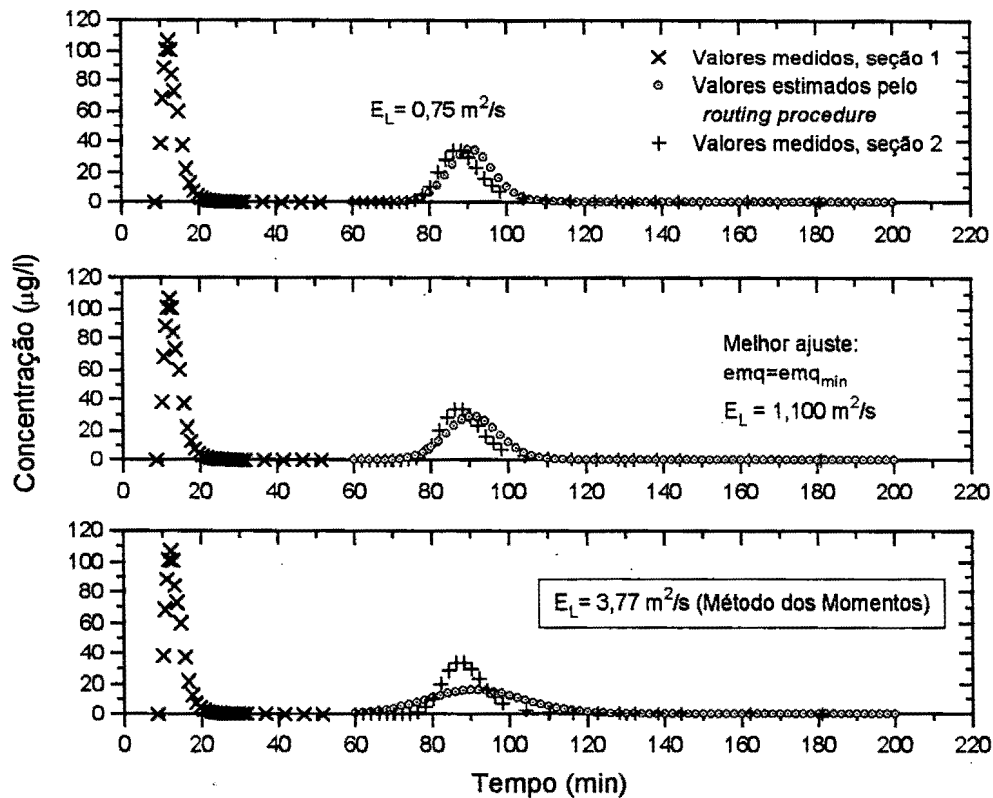


Figura 5.45 - Valores medidos das concentrações nas estações de montante e jusante e concentrações estimadas pelo método do *routing*. (Ribeirão da Laranja Azeda, teste em 21 de junho de 1994).

Pelo método de Chatwin, que considera apenas os tempos inferiores à ocorrência do pico de concentração, para cada seção de amostragem foram encontradas as correspondentes linhas de regressão que fornecem o melhor ajuste pelo método dos mínimos quadrados. Os resultados, em termos da variável transformada de Chatwin, são lançados no gráfico da Figura 5.46.

Identificando-se a equação obtida da análise de regressão com o modelo representado pela Eq. (2.127), tem-se:

- para a estação de montante:

$$\frac{x_1}{2\sqrt{E_L}} = 18,136 \rightarrow E_L = 77,83 \text{ m}^2/\text{min} = 1,30 \text{ m}^2/\text{s},$$

$$\frac{U}{2\sqrt{E_L}} = 1,4973 \rightarrow U = 26,419 \text{ m}/\text{min} = 0,44 \text{ m}/\text{s};$$

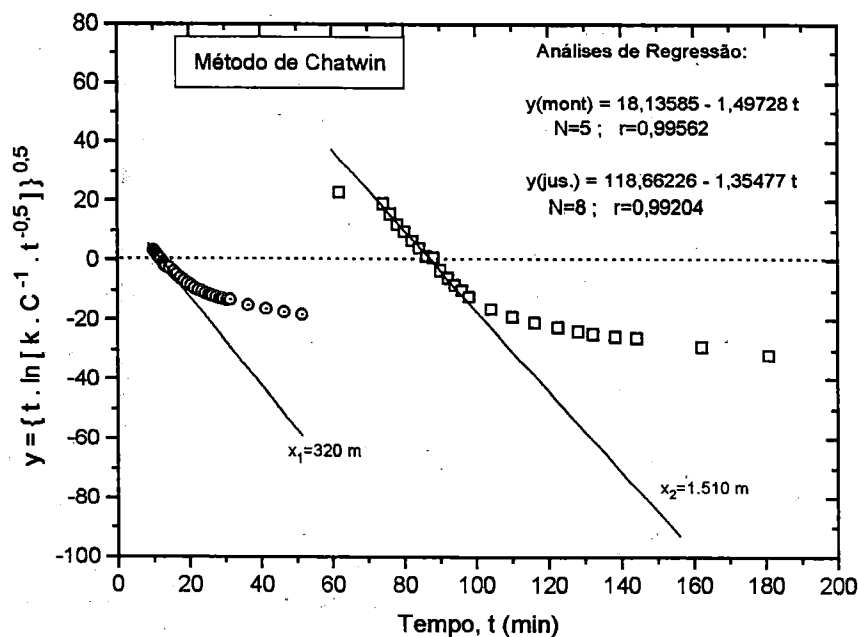


Figura 5.46 - Valores medidos das concentrações nas estações de montante e jusante, nas coordenadas de Chatwin, e linhas de melhor ajuste conforme a Eq. (2.127). Dados referidos ao teste no Ribeirão da Laranja Azeda, em 21 de junho de 1994.

- para a estação de jusante:

$$\frac{x_2}{2\sqrt{E_L}} = 118,66 \rightarrow E_L = 40,48 \text{ m}^2/\text{min} = 0,68 \text{ m}^2/\text{s},$$

$$\frac{U}{2\sqrt{E_L}} = 1,3548 \rightarrow U = 17,240 \text{ m}/\text{min} = 0,287 \text{ m}/\text{s}.$$

Com o método gráfico, o resultado para E_L encontrado para a seção de montante é praticamente o dobro daquele para a seção de jusante. Já a velocidade média compara bem com aquela determinada com base no tempo de viagem do pico da nuvem do corante ($U_{\text{pico}} = 0,444 \text{ m}/\text{s}$ para a seção de montante e $U_{\text{pico}} = 0,288 \text{ m}/\text{s}$ para a seção de jusante).

Para o uso das fórmulas práticas foram empregados os dados organizados na Tabela 5.51. De modo resumido, os resultados dos cálculos com as equações empíricas e semi-empíricas, juntamente com as determinações de E_L pelos métodos diretos, são apresentados na Tabela 5.55.

Tabela 5.55 - Valores calculados de E_L segundo os métodos diretos e fórmulas práticas. Teste no Ribeirão da Laranja Azeda, em 21/06/94.

Método/Fórmula		E_L (m ² /s)
Método dos Momentos		3,77
<i>Routing Procedure</i>		1,10
Método de Chatwin	montante	1,30
	jusante	0,68
	média	0,99
Elder (Eq. 2.102)	$\alpha=5,93$	0,35
McQuivey & Keefer (Eq.2.129)		2,82
Fischer (Eq. 2.133)		0,20
Liu (Eq. 4.107)	$\beta_L=0,0545$	0,97
Beltaos (Eq. 4.108)	$\beta_B=0,040$	0,82
Vargas & Mellado (Eq. 4.109)	$\beta_{VM}=0,159$	2,84

5.5.4 Teste para E_L no Ribeirão da Laranja Azeda em 06/03/95

O teste de 06/03/95 no Ribeirão da Laranja Azeda, também realizado para a determinação do coeficiente de reaeração, utilizou a injeção quase instantânea do traçador conservativo. Neste teste, que foi descrito nas seções 5.1.1 e 5.1.1.3, o ponto escolhido para a injeção do traçador foi o mesmo do teste de 21/06/94, mas a estação de amostragem de montante foi deslocada 20 metros para jusante. Assim, o comprimento reservado para a mistura foi de 340 m e o espaçamento entre as estações de amostragem foi de 1.170 m.

Os resultados das análises das amostras da rodamina, em função do tempo de sua coleta, são apresentados na Figura 5.47. A concordância dos resultados, em termos das áreas das curvas de resposta, para os três pontos de amostragem de cada uma das estações, assegura que a condição exigida de mistura lateral completa foi atingida.

Para obter o coeficiente E_L pelo método dos momentos é necessário efetuar o cálculo das variâncias e dos tempos médios da passagem da nuvem por cada uma das seções de amostragem. Para isto, são determinados os momentos de ordem zero, um e dois das distribuições de concentração que, juntamente com os cálculos de σ_t^2 e \bar{t} , são apresentados na Tabela 5.56. A Tabela 5.57 é completada com os dados das características médias do trecho de teste.

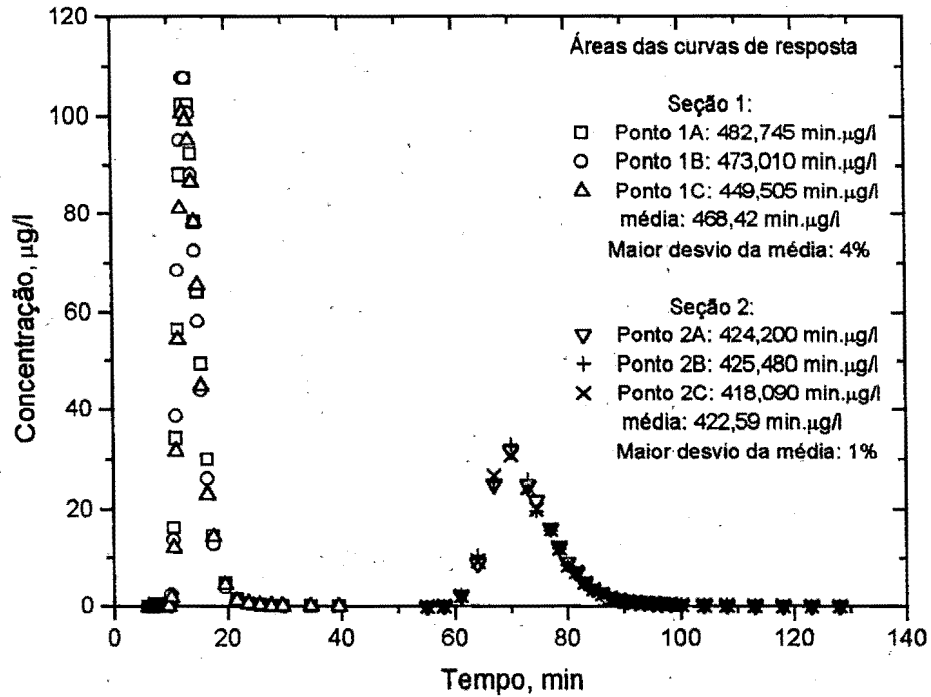


Figura 5.47 - Curvas de resposta referidas a cada uma das três linhas de corrente e para cada uma das duas seções de amostragem. (Ribeirão da Laranja Azeda, teste em 06 de março de 1995 - injeção instantânea da rodamina).

Tabela 5.56 - Momentos, variância da distribuição temporal de concentração e tempo médio da passagem da nuvem do traçador pelas estações de amostragem - Teste no Ribeirão da Laranja Azeda em 06/03/95.

M_0 (Eq. 4.102) (min×µg/l)	M_1 (Eq. 4.103) (min ² ×µg/l)	M_2 Eq. (4.104) (min ³ ×µg/l)	\bar{t} (Eq. 4.101) (min)	σ_t^2 (Eq. 4.100) (min ²)
seção 1 ($x_1 = 340$ m)				
473,010	6.586,628	95.124,839	13,92	7,20
seção 2 ($x_2 = 1.510$ m)				
425,480	31.138,990	2.311.345,510	73,19	73,31

Tabela 5.57 - Características médias do trecho de teste (Ribeirão da Laranja Azeda - 06/03/95).

U (Eq. 4.99) (m/s)	Q Vazão (m ³ /s)	B Largura (m)	H Profundidade (m)	S declividade (m/m)	u _* (Eq. 2.61) (m/s)
0,329	1,20	4,5	0,81	0,00265	0,145

Para o uso dos métodos diretos de determinação de E_L , a exigência de que a primeira estação de amostragem se situe a uma distância suficientemente grande do ponto de injeção pode ser verificada mediante o cálculo da distância adimensional x' da Eq. (2.110), definida na seção 2.4.5. Com os dados da Tabela 5.57 e com o coeficiente de mistura transversal estimado pela Eq. (2.76), obtém-se $x' = 3,6$, que é um valor bem superior ao limite estabelecido de 0,4. Isto está em perfeito acordo com os dados contidos na Figura 5.47 que, visualmente e em termos das áreas das curvas de resposta, também sugere que a mistura do traçador foi adequada já na primeira seção de amostragem.

No cálculo de E_L , pelo método dos momentos emprega-se a Eq. (2.116), com os valores dados nas Tabelas 5.50 e 5.51. Obtém-se

$$E_L = \frac{U^2}{2} \cdot \frac{\sigma_{t_2}^2 - \sigma_{t_1}^2}{t_2 - t_1} = 3,62 \text{ m}^2/\text{s}.$$

O valor de E_L encontrado com o método dos momentos é utilizado na primeira tentativa com o método do *routing*. Com a solução numérica da integral de convolução da Eq. (2.124) estimam-se 81 valores de $\hat{C}(x_2, t)$, em intervalos $\Delta t = 1$ min, adotando-se valores de $C(x_1, \tau)$ definidos por interpolações em intervalos $\Delta \tau = 0,5$ min, a partir de uma conveniente interpolação pelos dados de resposta na seção de montante.

De modo semelhante, oito novos valores de E_L foram empregados para gerar outras distribuições de $\hat{C}(x_2, t)$, em intervalos $\Delta t = 1$ min. Cada uma destas tentativas produziu um valor para o erro médio quadrado. Assim, lançados em um gráfico de emq versus E_L , os pares de valores produziram a curva mostrada na Figura 5.48, para a qual, no ponto de mínimo, onde $d(\text{emq})/d(E_L) = 0$, encontra-se $E_L = 2,01 \text{ m}^2/\text{s}$.

Para uma breve discussão dos resultados encontrados com o método do *routing*, e também a título de ilustração, na Figura 5.49 encontram-se representados, em três gráficos, os valores das concentrações na seção de jusante medidos, $C(x_2, t)$, e estimados, $\hat{C}(x_2, t)$, juntamente com as concentrações medidas na

seção de montante. Para estas representações, foram escolhidos os resultados dos cálculos de $\hat{C}(x, t)$ que utilizam os valores de E_L obtidos pelo método dos momentos ($E_L=3,62 \text{ m}^2/\text{s}$, figura superior), pelo melhor ajuste ($E_L=2,01 \text{ m}^2/\text{s}$, figura central) e um valor menor de $E_L = 1,50 \text{ m}^2/\text{s}$ (figura inferior).

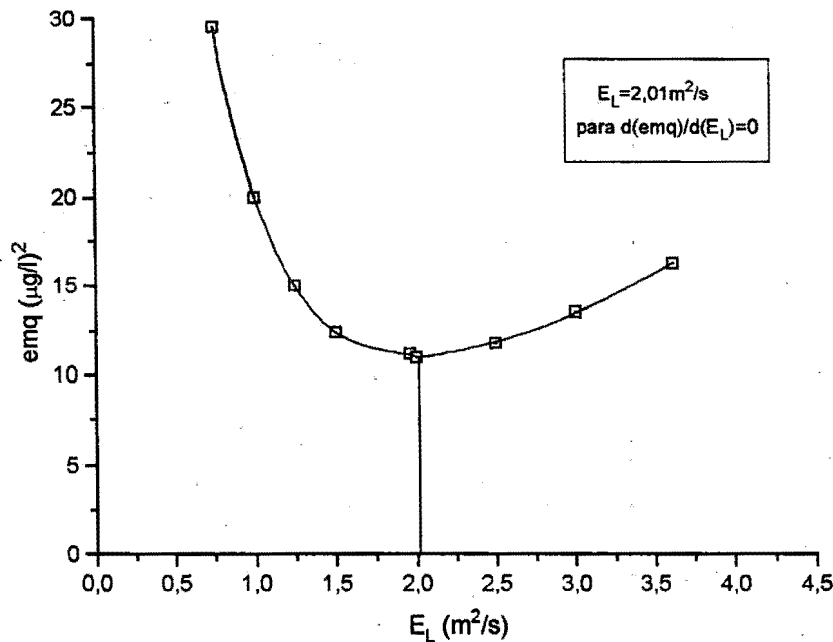


Figura 5.48 - Erros médios (emq) em função dos valores pesquisados de E_L para encontrar o coeficiente pelo método do *routing*. (Ribeirão da Laranja Azeda, teste em 06 de março de 1995).

A curva $\hat{C}(x, t)$ versus t gerada pelo método do *routing* mostra-se fortemente abatida, sugerindo que o E_L adotado foi excessivamente grande. Nota-se, também, que a curva gerada com o E_L que proporcionou o melhor ajuste (menor emq) ainda subestima o valor da concentração de pico. Somente o uso de um valor ainda inferior de E_L , embora produzindo um erro maior, parece ser capaz de melhor prever o valor máximo da concentração. Isto sugere que a assimetria da distribuição limita o ajuste próximo ao valor de pico; nesta região, o ajuste poderia ser melhorado caso fosse corrigido o valor da velocidade U que se emprega na Eq. (2.124). No caso, adotou-se a velocidade do deslocamento do centróide da nuvem do traçador ($U=0,329 \text{ m/s}$); se fosse adotada a velocidade de deslocamento do pico de concentração, medida por $U=0,343 \text{ m/s}$, ter-se-iam aproximados os tempos de ocorrência do pico de concentração medido e estimado.

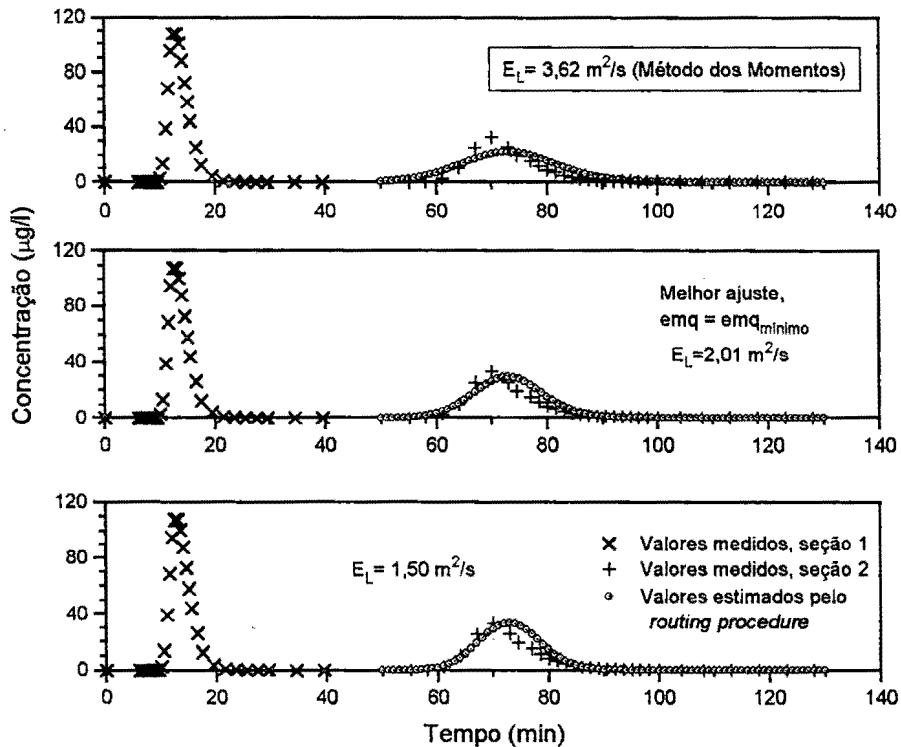


Figura 5.49 - Valores medidos das concentrações nas estações de montante e jusante e concentrações estimadas pelo método do *routing*. (Ribeirão da Laranja Azeda, teste em 06 de março de 1995).

Na solução pelo método de Chatwin são considerados apenas os dados referidos aos tempos inferiores ao da ocorrência do pico de concentração da rodamina. Neste procedimento, para cada seção de amostragem são encontradas as correspondentes linhas de regressão de melhor ajuste pelo método dos mínimos quadrados. Os resultados em termos da variável transformada de Chatwin são lançados no gráfico da Figura 5.50.

Identificando-se a equação obtida da análise de regressão com o modelo representado pela Eq. (2.127), tem-se:

- para a estação de montante:

$$\frac{x_1}{2\sqrt{E_L}} = 29,519 \rightarrow E_L = 33,166 \text{ m}^2/\text{min} = 0,55 \text{ m}^2/\text{s},$$

$$\frac{U}{2\sqrt{E_L}} = 2,3351 \rightarrow U = 26,896 \text{ m}/\text{min} = 0,448 \text{ m}/\text{s};$$

- para a estação de jusante:

$$\frac{x_2}{2\sqrt{E_L}} = 101,371 \rightarrow E_L = 55,47 \text{ m}^2/\text{min} = 0,92 \text{ m}^2/\text{s},$$

$$\frac{U}{2\sqrt{E_L}} = 1,4471 \rightarrow U = 21,556 \text{ m}/\text{min} = 0,359 \text{ m}/\text{s}.$$

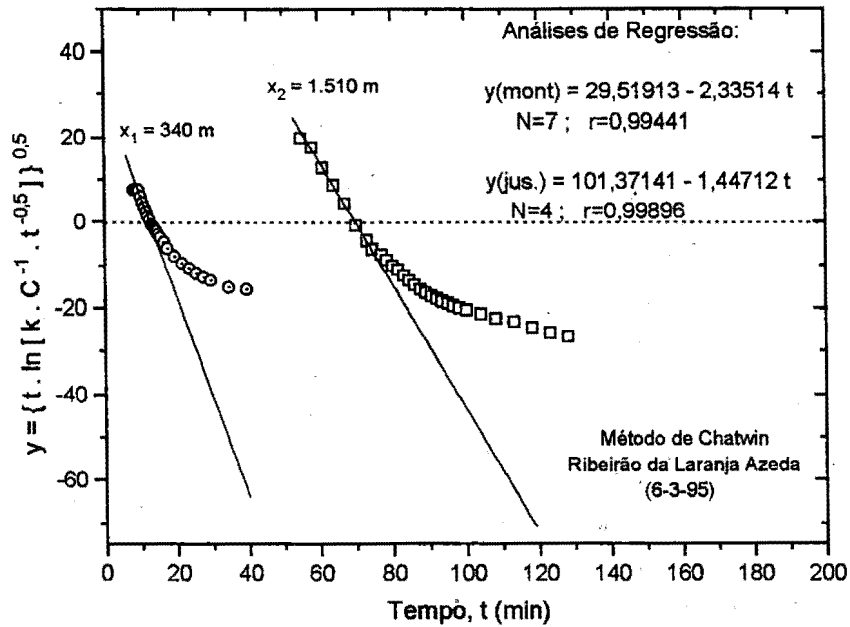


Figura 5.50 - Valores medidos das concentrações nas estações de montante e jusante, nas coordenadas de Chatwin, e linhas de melhor ajuste conforme a Eq. (2.127). Dados referidos ao teste no Ribeirão da Laranja Azeda, em 06 de março de 1995.

Como no teste anterior, é relativamente grande a diferença entre os valores de E_L encontrados pelo método gráfico para as seções de montante e jusante. Novamente, as velocidades médias comparam bem com aquelas determinadas com base no tempo de viagem do pico da nuvem do corante ($U_{\text{pico}}=0,446$ m/s para a seção de montante e $U_{\text{pico}}=0,362$ m/s para a seção de jusante).

Para o uso das fórmulas práticas foram empregados os dados organizados na Tabela 5.57. De modo resumido, os resultados dos cálculos com as equações empíricas e semi-empíricas, juntamente com as determinações de E_L pelos métodos diretos, são apresentados na Tabela 5.58.

Tabela 5.58 - Valores calculados de E_L segundo os métodos diretos e fórmulas práticas. Teste no Ribeirão da Laranja Azeda, em 06/03/95.

Método/Fórmula		E_L (m ² /s)
Método dos Momentos		3,62
<i>Routing Procedure</i>		2,01
Método de Chatwin	montante	0,55
	jusante	0,92
	média	0,74
Elder (Eq. 2.102)	$\alpha=5,93$	0,70
McQuivey & Keefer (Eq 2.129)		5,84
Fischer (Eq. 2.133)		0,21
Liu (Eq. 4.107)	$\beta_L=0,05267$	0,98
Beltaos (Eq. 4.108)	$\beta_B=0,040$	0,85
Vargas & Mellado (Eq. 4.109)		$\beta_{VM}=0,3065$
		5,73

5.5.5 Teste para E_L no Ribeirão do Feijão em 22/10/93

O primeiro estudo no Ribeirão do Feijão em 22/10/93 foi realizado exclusivamente para a determinação do coeficiente de dispersão longitudinal. O trecho de teste foi aquele mesmo adotado nos estudos de 16/05/94 e 11/04/95, conforme descrito na seção 5.1.2 e visualizado através da Figura 5.7. O comprimento do trecho reservado para a mistura foi de 410 m e a distância mantida entre as seções de amostragem foi de 500 metros.

A injeção da rodamina-WT foi feita com uma taxa constante, por um intervalo de 15 minutos de duração, empregando-se um vaso de Mariotte que foi apoiado em um suporte metálico (tripé) que, por sua vez, foi fixado no leito do canal. A taxa de injeção adotada foi de 27,72 ml/min da solução na concentração de 50,5 g/l.

O início da injeção do traçador fluorescente deu-se às 9:15 h. Na seção 1, a coleta de amostras teve início às 9:50 h e prosseguiu até às 10:49 h. Na seção 2, a coleta foi iniciada às 9:57 h e terminou às 11:40 h. No teste, para as duas seções, foram obtidas 180 amostras de rodamina-WT (30 amostras por ponto, 3 pontos por seção).

O uso de três pontos de amostragem permitiu a verificação da condição de mistura lateral completa, particularmente na primeira seção de amostragem. Apesar da proximidade da primeira seção do ponto de injeção, esta condição foi considerada bem atendida, dada a razoável concordância dos resultados

em termos das áreas das curvas de resposta. A título de visualização, a Figura 5.51 mostra, na forma gráfica, os resultados das análises da rodamina em função do tempo de sua coleta, para os três pontos de amostragem, em cada uma das seções.

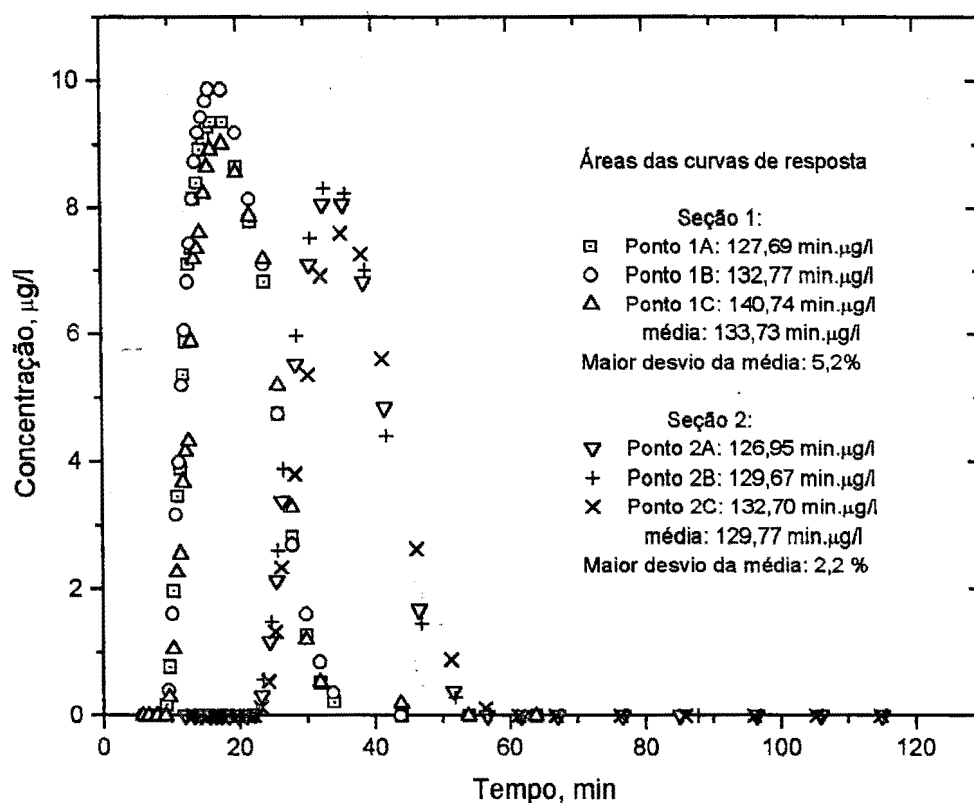


Figura 5.51 - Curvas de resposta referidas a cada uma das três linhas de corrente e para cada uma das duas seções de amostragem. (Ribeirão do Feijão, teste em 22 de outubro de 1993 - injeção da rodamina por 15 minutos).

Para atender aos métodos de determinação de E_L , na Tabela 5.59 são apresentados resumidamente os resultados dos cálculos dos momentos de ordem zero, um e dois das distribuições de concentração do traçador fluorescente, bem como as variâncias e os tempos médios da passagem da nuvem por cada uma das seções de amostragem. Complementarmente, na Tabela 5.60 apresentam-se as características médias do trecho de teste.

Embora os dados contidos na Figura 5.51 pareçam suficientes para garantir a aplicabilidade dos métodos, a exigência que se faz de que a primeira estação de amostragem se situe a uma distância suficientemente grande do ponto de injeção pode ser verificada através do cálculo da distância adimensional x' , da Eq.

(2.110). Sendo $x' = (x \cdot \varepsilon_t) / (U \cdot B^2)$, com $x = x_1 = 410$ m, para a primeira seção, e com o coeficiente de mistura turbulenta transversal estimado pela Eq. (2.76), utilizando os dados da Tabela 5.60 encontra-se $x' = 0,35$, que é um valor próximo mas ainda inferior ao limite estabelecido de 0,4.

Tabela 5.59 - Momentos, variância da distribuição temporal de concentração e tempo médio da passagem da nuvem do traçador pelas estações de amostragem - Teste no Ribeirão do Feijão em 22/10/93.

M_0 (Eq. 4.102) (min $\times\mu\text{g/l}$)	M_1 (Eq. 4.103) (min $^2\times\mu\text{g/l}$)	M_2 Eq. (4.104) (min $^3\times\mu\text{g/l}$)	\bar{t} (Eq. 4.101) (min)	σ_t^2 (Eq. 4.100) (min 2)
seção 1 ($x_1 = 410$ m)				
132,77	2.552,67	52.390,43	19,23	24,94
seção 2 ($x_2 = 910$ m)				
129,67	4.617,96	168.920,49	35,61	34,40

Tabela 5.60 - Características médias do trecho de teste (Ribeirão do Feijão - 22/10/93).

U (Eq. 4.99) (m/s)	Q Vazão (m 3 /s)	B Largura (m)	H Profundidade (min)	S declividade (m/m)	u_* (Eq. 2.61) (m/s)
0,51	2,64	10	0,52	0,00387	0,14

Com base nos valores das Tabelas 5.59 e 5.60, calcula-se E_L pelo método dos momentos com a Eq. (2.116):

$$E_L = \frac{U^2}{2} \cdot \frac{\sigma_{t_2}^2 - \sigma_{t_1}^2}{t_2 - t_1} = 4,48 \text{ m}^2/\text{s}.$$

No cálculo do coeficiente de dispersão pelo método do *routing* utilizam-se várias tentativas, sendo a primeira delas feita com o valor de E_L obtido pelo método dos momentos. Com a solução numérica da integral de convolução (Eq. 2.124), para 51 valores convenientemente escolhidos de t , estimam-se os correspondentes valores de $\hat{C}(x_2, t)$; empregam-se, nos cálculos, intervalos $\Delta\tau = 0,5$ min, nos quais os $C(x_1, t)$ são definidos a partir da interpolação pelos dados de resposta de montante. Com esse primeiro valor de E_L tentativa, o erro médio

quadrado referido aos 51 valores de $C(x_2, t)$, conforme Eq. (4.105), foi $emq=0,060$ ($\mu\text{g/l}$)².

Cinco novos valores de E_L foram adotados para encontrar a solução pelo método do *routing*, cada um deles produzindo um valor para o erro médio quadrado. Através da pesquisa gráfica mostrada na Figura 5.52, obteve-se o valor $E_L = 5,05 \text{ m}^2/\text{s}$ como sendo aquele para o qual $d(emq)/d(E_L)=0$.

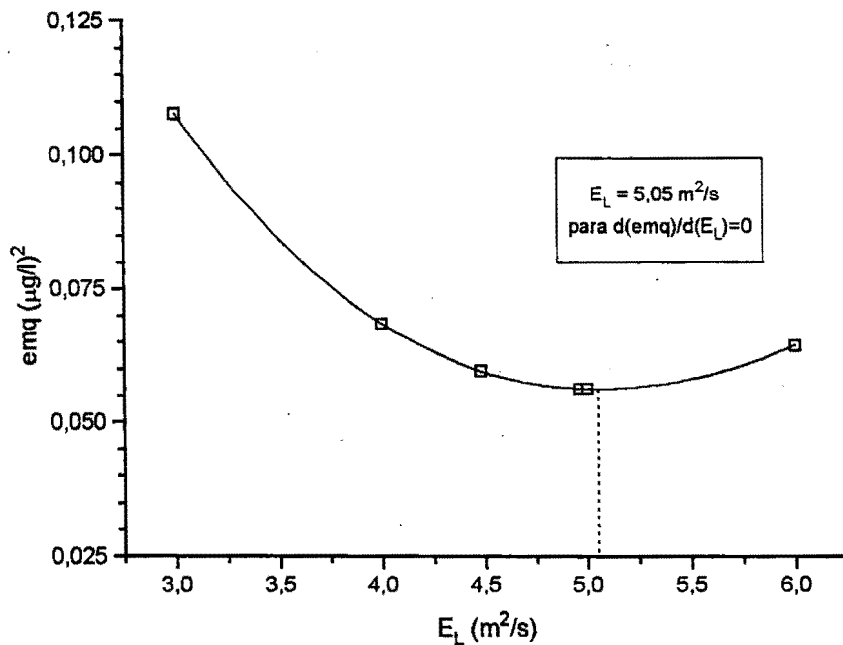


Figura 5.52 - Erro médio quadrado em função dos valores pesquisados de E_L para encontrar o coeficiente pelo método do *routing*. (Ribeirão do Feijão, teste em 22 de outubro de 1993).

Na Figura 5.53, em dois gráficos, são representadas as concentrações medidas nas seções de montante e jusante, juntamente com a distribuição $\hat{C}(x_2, t)$ estimada pelo método do *routing* para a seção de jusante. Para estas representações, foram escolhidos os resultados dos cálculos de $\hat{C}(x_2, t)$ que utilizam $E_L = 4,48 \text{ m}^2/\text{s}$, conforme obtido pelo método dos momentos (figura superior), e $E_L = 5,05 \text{ m}^2/\text{s}$, que produz o melhor ajuste (figura inferior). Esta figura realça a boa concordância dos resultados produzidos pelos métodos dos momentos e *routing*.

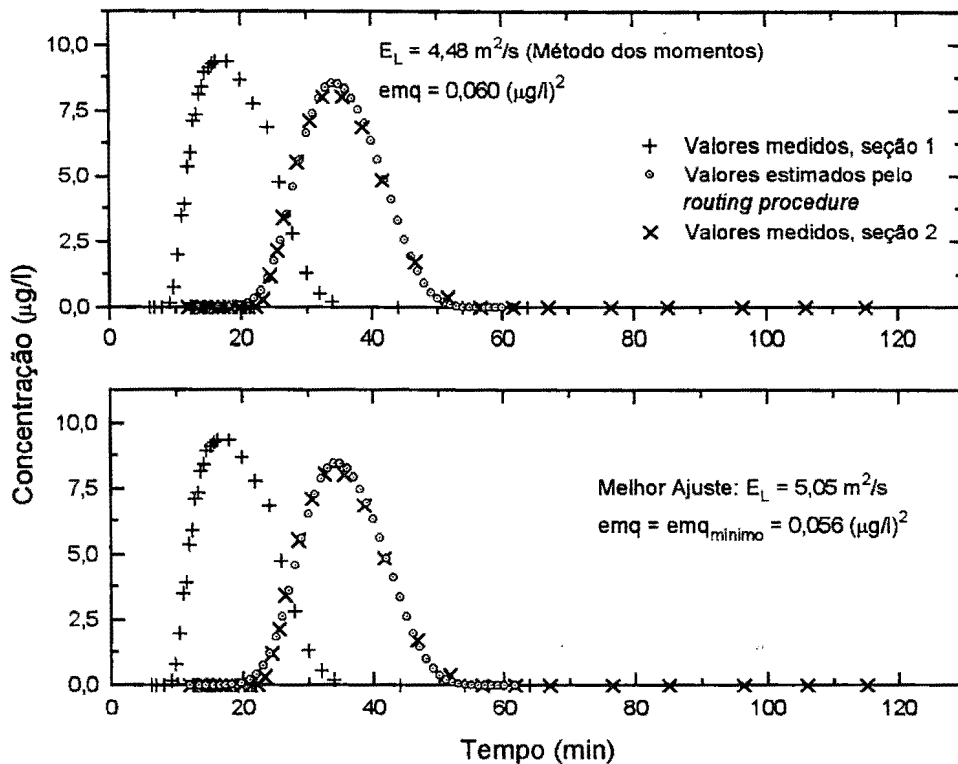


Figura 5.53 - Valores medidos das concentrações nas estações de montante e jusante e concentrações estimadas pelo método do *routing*. (Ribeirão do Feijão, teste em 22 de outubro de 1993).

Com o procedimento gráfico de Chatwin, para cada seção de amostragem foi obtido um valor para o coeficiente E_L . Resumidamente, os resultados em termos da variável transformada de Chatwin são apresentados na forma gráfica da Figura 5.54. As duas linhas de regressão correspondem ao melhor ajuste pelo método dos mínimos quadrados, quando se consideram apenas os tempos inferiores ao de ocorrência do pico de concentração do traçador fluorescente.

Identificando-se a equação obtida da análise de regressão com o modelo representado pela Eq. (2.127), encontram-se:

- para a estação de montante:

$$\frac{x_1}{2\sqrt{E_L}} = 10,0782 \rightarrow E_L = 413,75 \text{ m}^2/\text{min} = 6,90 \text{ m}^2/\text{s},$$

$$\frac{U}{2\sqrt{E_L}} = 0,5884 \rightarrow U = 23,94 \text{ m}/\text{min} = 0,399 \text{ m}/\text{s};$$

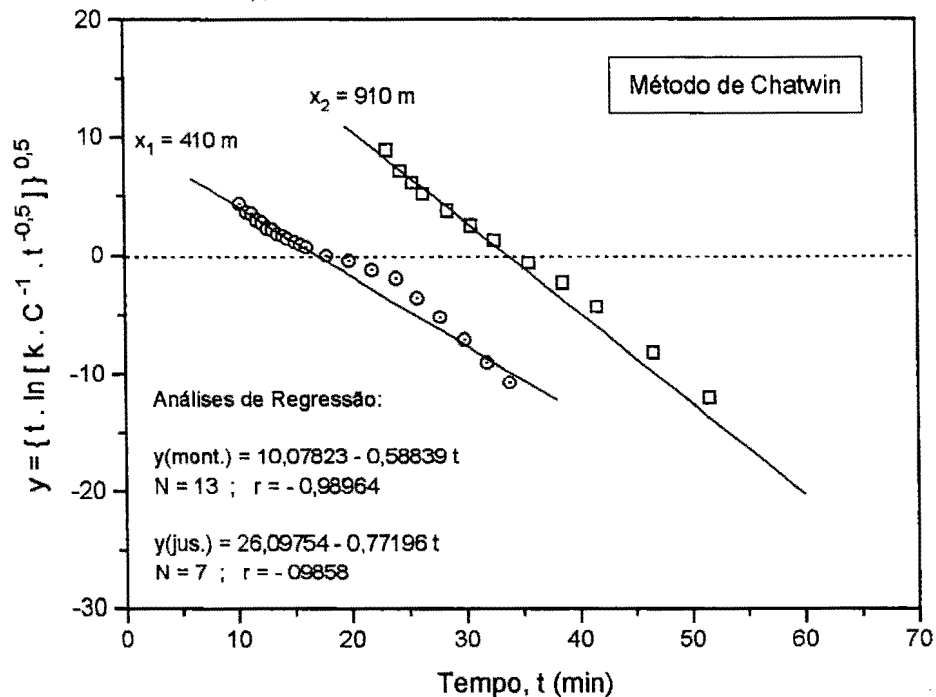


Figura 5.54 - Valores medidos das concentrações nas estações de montante e jusante, nas coordenadas de Chatwin, e linhas de melhor ajuste conforme a Eq. (2.127). Dados referidos ao teste no Ribeirão do Feijão, em 22 de outubro de 1993.

- para a estação de jusante:

$$\frac{x_2}{2\sqrt{E_L}} = 26,09754 \rightarrow E_L = 303,965 \text{ m}^2/\text{min} = 5,07 \text{ m}^2/\text{s},$$

$$\frac{U}{2\sqrt{E_L}} = 0,77196 \rightarrow U = 26,918 \text{ m}/\text{min} = 0,449 \text{ m}/\text{s}.$$

Com o método gráfico, o resultado para E_L encontrado para a seção de montante é 36% maior do que aquele para a seção de jusante. Estes resultados podem ser vistos como estando em razoável concordância. Também a velocidade média compara bem com aquela determinada com base no tempo de viagem do pico da nuvem do corante ($U_{\text{pico}} = 0,402 \text{ m}/\text{s}$ para a seção de montante e $U_{\text{pico}} = 0,446 \text{ m}/\text{s}$ para a seção de jusante).

Para os cálculos com as fórmulas práticas de previsão de E_L utilizam-se os dados organizados na Tabela 5.60. Os resultados destes cálculos, juntamente com as determinações de E_L pelos métodos diretos, são apresentados resumidamente na Tabela 5.61.

Tabela 5.61 - Valores calculados de E_L segundo os métodos diretos e fórmulas práticas. Teste no Ribeirão do Feijão, em 22/10/93.

Método/Fórmula		E_L (m ² /s)
Método dos Momentos		4,48
<i>Routing Procedure</i>		5,05
Método de Chatwin	montante	6,90
	jusante	5,07
	média	5,99
Elder (Eq. 2.102)	$\alpha=5,93$	0,43
McQuivey & Keefer (Eq 2.129)		3,96
Fischer (Eq. 2.133)		3,93
Liu (Eq. 4.107)	$\beta_L=0,0259$	9,17
Beltaos (Eq. 4.108)	$\beta_B=0,013$	5,29
Vargas & Mellado (Eq. 4.109)	$\beta_{VM}=0,3059$	10,83

5.5.6 Teste para E_L no Ribeirão do Feijão em 16/05/94

O teste no Ribeirão do Feijão de 16/05/94, descrito nas seções 5.1.1 e 5.1.1.2.1, foi realizado também para a determinação do coeficiente de reaeração. Neste estudo foi feita a injeção instantânea do traçador conservativo, mantendo-se as mesmas seções de injeção e amostragem adotadas no teste de 22/10/93.

Na Figura 5.55 são apresentados os dados da concentração da rodamina em função do tempo de sua coleta, para cada um dos três pontos de amostragem das seções de montante e jusante. Uma inspeção visual no gráfico da Figura 5.55, bem como os resultados em termos das áreas das curvas de resposta, sugerem que a condição requerida de mistura lateral completa na primeira seção de amostragem foi bem atendida.

Como no teste anterior, a verificação da condição de mistura completa pela Eq. (2.110) não é bem atendida. Com o uso de um coeficiente de mistura transversal obtido da Eq. (2.76), o adimensional da Eq. (2.110) resulta em $x'=0,37$, que é um valor próximo, mas ainda inferior ao limite estimado de 0,4.

Para o cálculo do coeficiente E_L , os momentos de ordem zero, um e dois das distribuições de concentração são apresentados na Tabela 5.62, juntamente com as variâncias e os tempos médios da passagem da nuvem por cada uma das seções de amostragem. Na Tabela 5.63 complementa-se com os dados das características médias do trecho de teste.

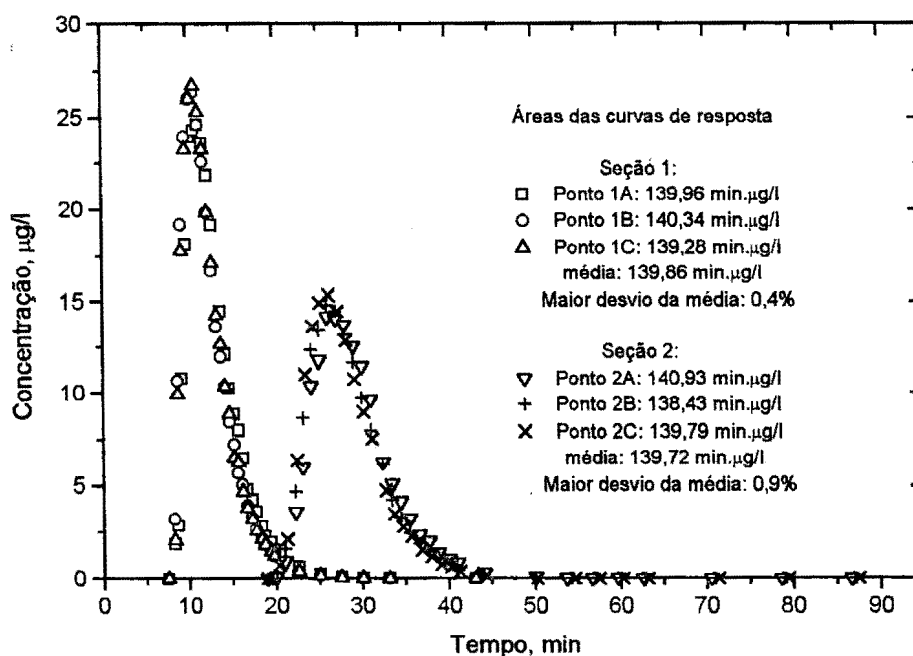


Figura 5.55 - Curvas de resposta referidas a cada uma das três linhas de corrente e para cada uma das duas seções de amostragem. (Ribeirão do Feijão, teste em 16 de maio de 1994 - injeção instantânea da rodamina).

Tabela 5.62 - Momentos, variância da distribuição temporal de concentração e tempo médio da passagem da nuvem do traçador pelas estações de amostragem - Teste no Ribeirão do Feijão em 16/05/94.

M_0 (Eq. 4.102) (min \times µg/l)	M_1 (Eq. 4.103) (min 2 \times µg/l)	M_2 Eq. (4.104) (min 3 \times µg/l)	\bar{t} (Eq. 4.101) (min)	σ_t^2 (Eq. 4.100) (min 2)
seção 1 ($x_1 = 410$ m)				
138,432	3.915,574	113.386,394	12,240	8,153
seção 2 ($x_2 = 910$ m)				
140,340	1.717,823	22.171,049	28,285	19,025

Tabela 5.63 - Características médias do trecho de teste (Ribeirão do Feijão - 16/05/94).

U (Eq. 4.99) (m/s)	Q Vazão (m 3 /s)	B Largura (m)	H Profundidade (m)	S declividade (m/m)	u_* (Eq. 2.61) (m/s)
0,519	2,8	10	0,54	0,00387	0,143

Para obter o valor de E_L pelo método dos momentos utilizam-se os dados das Tabelas 5.62 e 5.63. Assim, com base na Eq. (2.116), tem-se

$$E_L = \frac{U^2}{2} \cdot \frac{\sigma_{t_2}^2 - \sigma_{t_1}^2}{t_2 - t_1} = 5,48 \text{ m}^2/\text{s}.$$

O valor de E_L encontrado com o método dos momentos é utilizado na primeira tentativa com o método do *routing*. Em intervalos $\Delta t = 0,5$ min, estimam-se 75 valores de $\hat{C}(x_2, t)$ pela solução numérica da integral de convolução da Eq. (2.124). Nos cálculos adotam-se valores de $C(x_1, \tau)$ definidos em intervalos $\Delta \tau = 0,5$ min, tomados da curva contínua de resposta do traçador para a seção de montante convenientemente interpolada.

De modo semelhante, seis outros valores de E_L foram empregados em novas tentativas para encontrar a solução pelo método do *routing*, cada um deles produzindo um valor para o erro médio quadrado. Lançados em um gráfico de emq versus E_L , estes resultados produziram a curva mostrada na Figura 5.56, da qual, no ponto de mínimo, encontra-se $E_L = 4,22 \text{ m}^2/\text{s}$.

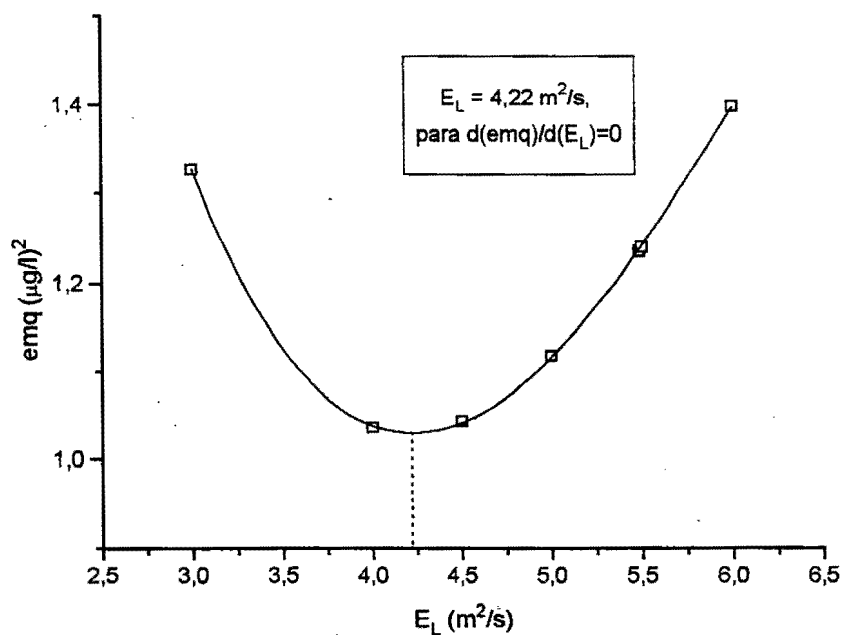


Figura 5.56 - Erro médio quadrado (emq) em função dos valores pesquisados de E_L para encontrar o coeficiente pelo método do *routing*. (Ribeirão do Feijão, teste em 16 de maio de 1994).

A título de ilustração, na Figura 5.57 encontram-se representados, em dois gráficos, os valores medidos das concentrações juntamente com os valores $\hat{C}(x_2, t)$ que foram estimados pelo método do *routing*. Para estas representações, foram escolhidos os resultados dos cálculos de $\hat{C}(x_2, t)$ que utilizam os valores de E_L obtidos pelo método dos momentos (figura superior) e pelo melhor ajuste (figura inferior). Embora o valor de E_L pelo método dos momentos seja 30% maior do que o encontrado com o *routing*, a forma gráfica da Figura 5.57 mostra que se tem uma boa concordância entre as concentrações medidas e estimadas com qualquer um destes valores de E_L . Ainda, a figura evidencia um ligeiro deslocamento das previsões próximo do pico de concentração. Isto sugere que o ajuste próximo ao pico pode ser melhorado corrigindo-se o valor da velocidade U que se emprega na Eq. (2.124). No caso, adotou-se a velocidade do deslocamento do centróide da nuvem do traçador ($U=0,519$ m/s), que é um valor inferior ao da velocidade de deslocamento do pico de concentração ($U=0,538$ m/s).

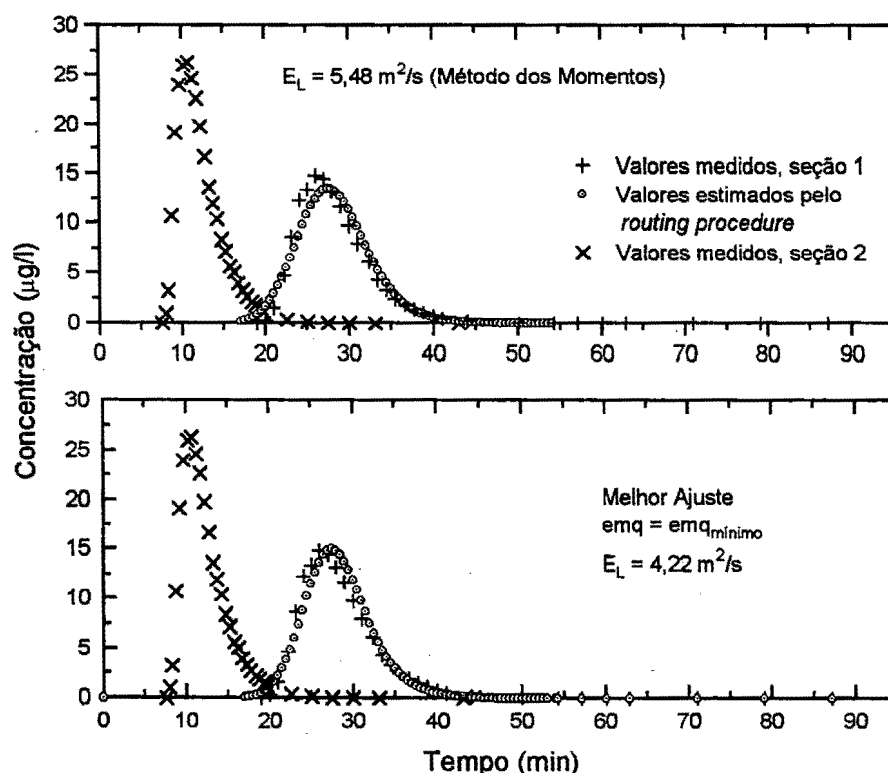


Figura 5.57 - Valores medidos das concentrações nas estações de montante e jusante e concentrações estimadas pelo método do *routing*. (Ribeirão do Feijão, teste em 16 de maio de 1994).

Pelo método de Chatwin, considerando-se apenas os tempos inferiores ao de ocorrência do pico de concentração, para cada seção de amostragem foram encontradas as correspondentes linhas de regressão que fornecem o melhor ajuste pelo método dos mínimos quadrados. Os resultados, em termos da variável transformada de Chatwin, são lançados no gráfico da Figura 5.58.

Identificando-se a equação obtida da análise de regressão com o modelo representado pela Eq. (2.127), tem-se:

- para a estação de montante:

$$\frac{x_1}{2\sqrt{E_L}} = 21,1404 \rightarrow E_L = 94,03 \text{ m}^2/\text{min} = 1,57 \text{ m}^2/\text{s},$$

$$\frac{U}{2\sqrt{E_L}} = 2,04525 \rightarrow U = 39,666 \text{ m}/\text{min} = 0,661 \text{ m}/\text{s};$$

- para a estação de jusante:

$$\frac{x_2}{2\sqrt{E_L}} = 37,8263 \rightarrow E_L = 144,69 \text{ m}^2/\text{min} = 2,41 \text{ m}^2/\text{s},$$

$$\frac{U}{2\sqrt{E_L}} = 1,4607 \rightarrow U = 35,16 \text{ m}/\text{min} = 0,586 \text{ m}/\text{s}.$$

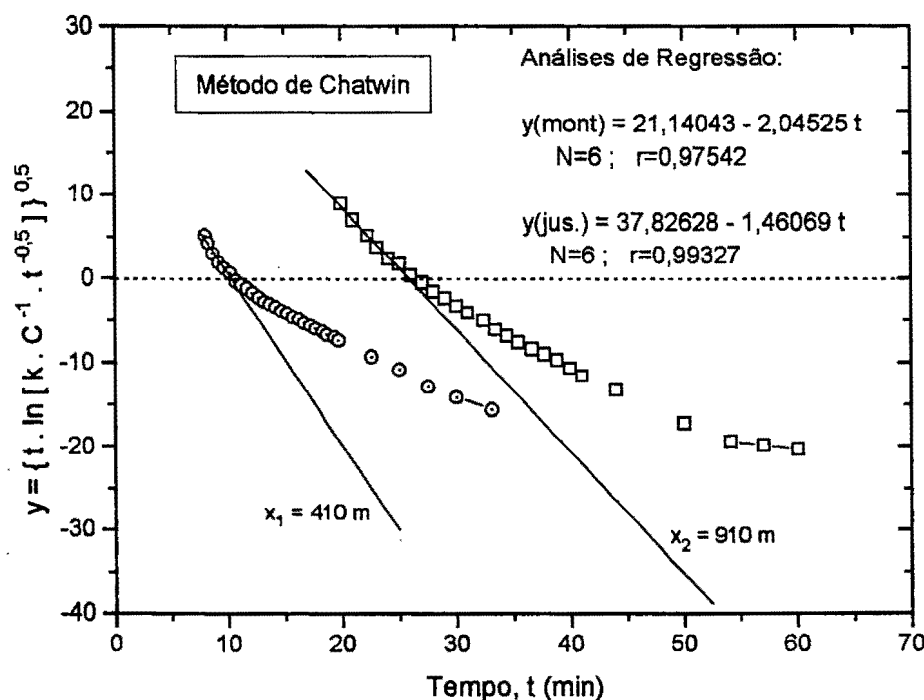


Figura 5.58 - Valores medidos das concentrações nas estações de montante e jusante, nas coordenadas de Chatwin, e linhas de melhor ajuste conforme a Eq. (2.127). Dados referidos ao teste no Ribeirão do Feijão, em 16 de maio de 1994.

Com o método gráfico, o resultado para E_L encontrado para a seção de jusante é aproximadamente 50% maior do que o valor obtido para a seção de jusante. Já a velocidade média compara bem com aquela determinada com base no tempo de viagem do pico da nuvem do corante ($U_{\text{pico}}=0,651$ m/s para a seção de montante e $U_{\text{pico}}=0,583$ m/s para a seção de jusante).

Para o uso das fórmulas práticas foram empregados os dados organizados na Tabela 5.63. De modo resumido, os resultados dos cálculos com as equações empíricas e semi-empíricas, juntamente com as determinações de E_L pelos métodos diretos, são apresentados na Tabela 5.64.

Tabela 5.64 - Valores calculados de E_L segundo os métodos diretos e fórmulas práticas. Teste no Ribeirão do Feijão, em 16/05/94.

Método/Fórmula		E_L (m ² /s)
Método dos Momentos		5,48
<i>Routing Procedure</i>		4,22
Método de Chatwin	montante	1,57
	jusante	2,41
	média	1,99
Elder (Eq. 2.102)	$\alpha=5,93$	0,46
McQuivey & Keefer (Eq 2.129)		4,20
Fischer (Eq. 2.133)		3,84
Liu (Eq. 4.107)	$\beta_L=0,0260$	9,06
Beltaos (Eq. 4.108)	$\beta_B=0,013$	5,17
Vargas & Mellado (Eq. 4.109)	$\beta_{VM}=0,0328$	11,42

5.5.7 Teste para E_L no Ribeirão do Feijão em 11/04/95

O teste em 11/04/95 no Ribeirão do Feijão foi realizado para a determinação de K_2 e E_L e a descrição dos procedimentos de campo adotados neste estudo foi feita nas seções 5.1.2 e 5.1.2.2. Todos os resultados em termos das concentrações da rodamina encontram-se lançados no gráfico da Figura 5.59. Visualmente, ou com base nos resultados dos cálculos das áreas sob as curvas de resposta, constata-se uma boa uniformidade na distribuição da concentração em cada uma das seções de amostragem. Para a seção de montante, em particular, os resultados sugerem que uma boa mistura foi conseguida nos 410 metros do trecho compreendido entre o ponto de injeção e esta estação 1 de amostragem.

Uma outra tentativa de verificação do limite de aplicabilidade dos métodos dos momentos, *routing* e gráfico pode, ainda, ser feita através do cálculo da distância adimensional $x' = (x \cdot \varepsilon_t) / (U \cdot B^2)$. Para ε_t estimado pela Eq. (2.76) e utilizando-se os dados da Tabela 5.66 encontra-se, para a seção de amostragem de montante, $x' = 0,35$. Embora próximo do limite de 0,4, este valor de x' sugere que o período de Taylor ainda não esteja plenamente alcançado na primeira seção de amostragem.

Na Tabela 5.65 apresentam-se os valores calculados numericamente dos momentos de ordem zero, um e dois das distribuições de concentração, referidos apenas aos dois pontos de amostragem situados sobre a linha de corrente central do escoamento. Complementa-se a tabela com as variâncias e os tempos médios da passagem da nuvem, para cada uma das seções de amostragem. Na Tabela 5.66 são fornecidos resumidamente os dados das características médias do trecho de teste.

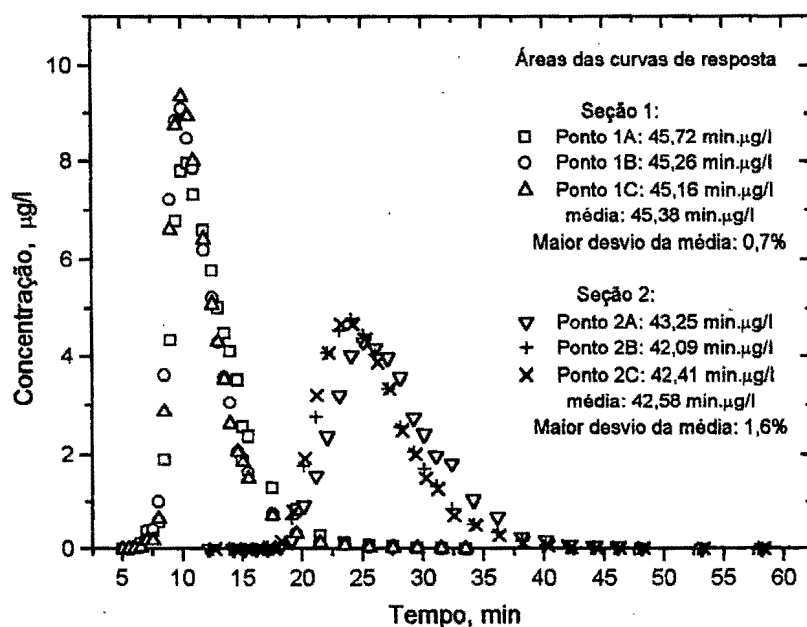


Figura 5.59 - Curvas de resposta referidas a cada uma das três linhas de corrente e para cada uma das duas seções de amostragem. (Ribeirão do Feijão, teste em 11 de abril de 1995 - injeção instantânea da rodamina).

Tabela 5.65 - Momentos, variância da distribuição temporal de concentração e tempo médio da passagem da nuvem do traçador pelas estações de amostragem - Teste no Ribeirão do Feijão em 11/04/95.

M_0 (Eq. 4.102) (min \times μ g/l)	M_1 (Eq. 4.103) (min 2 \times μ g/l)	M_2 Eq. (4.104) (min 3 \times μ g/l)	\bar{t} (Eq. 4.101) (min)	σ_t^2 (Eq. 4.100) (min 2)
seção 1 ($x_1 = 410$ m)				
45,259	535,074	6.742,542	11,823	9,204
seção 2 ($x_2 = 910$ m)				
42,085	1.084,363	28.6969,515	25,766	17,983

Tabela 5.66 - Características médias do trecho de teste (Ribeirão do Feijão - 11/04/95).

U (Eq. 4.99) (m/s)	Q Vazão (m 3 /s)	B Largura (m)	H Profundidade (min)	S declividade (m/m)	u_* (Eq. 2.61) (m/s)
0,598	4,3	11	0,65	0,00387	0,157

O cálculo de E_L pelo método dos momentos é feito com a Eq. (2.116), utilizando-se os dados das Tabelas 5.65 e 5.66. Encontra-se

$$E_L = \frac{U^2}{2} \cdot \frac{\sigma_{t_2}^2 - \sigma_{t_1}^2}{t_2 - t_1} = 6,75 \text{ m}^2/\text{s}.$$

Pelo método do *routing*, na primeira tentativa emprega-se o valor de E_L encontrado com o método dos momentos. Para a solução numérica da integral de convolução da Eq. (2.124), nos cálculos são adotados valores de $C(x_1, \tau)$ definidos em intervalos $\Delta\tau = 0,5$ min, tomados da curva de resposta de montante convenientemente interpolada. Em intervalos $\Delta t = 1,0$ min, estimam-se 47 valores $\hat{C}(x_2, t)$ para a concentração ao longo do tempo na seção de jusante.

De modo semelhante, sete outros novos valores de E_L foram empregados em diferentes tentativas para encontrar a solução pelo método do *routing*, cada um deles produzindo um valor para o erro médio quadrado em q. Lançados em um gráfico de emq versus E_L , estes resultados produziram a curva mostrada na Figura 5.60, para a qual, no ponto de mínimo, encontra-se $E_L = 6,09$ m 2 /s.

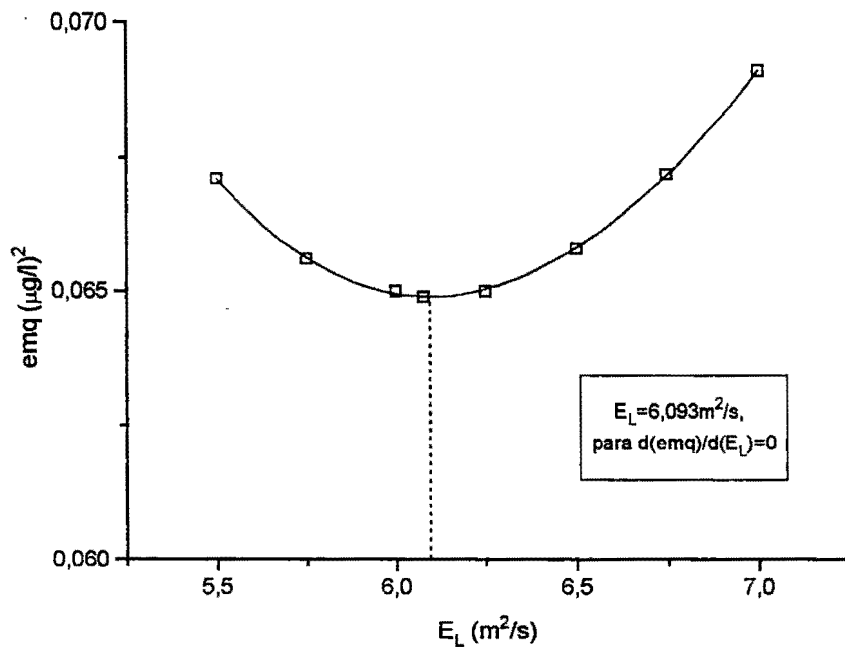


Figura 5.60 - Erro médio quadrado (emq) em função dos valores pesquisados de E_L pelo método do *routing*. (Ribeirão do Feijão, teste em 11 de abril de 1995).

Na Figura 5.61 encontram-se representados, em dois gráficos, os valores medidos das concentrações juntamente com os valores estimados $\hat{C}(x_2, t)$ pelo método do *routing*. Para estas representações, foram escolhidos os resultados dos cálculos de $\hat{C}(x_2, t)$ que utilizam os valores de E_L obtidos pelo método dos momentos (figura superior) e pelo melhor ajuste (figura inferior). Além da boa concordância dos resultados medidos e calculados, os gráficos da Figura 5.61 evidenciam, ainda, um ligeiro deslocamento das previsões próximo ao pico de concentração, sugerindo que, nesta região, o ajuste poderia ser melhorado caso fosse feita uma leve correção na velocidade que se emprega na Eq. (2.124).

Pelo método de Chatwin, considerando-se apenas os tempos inferiores ao de ocorrência do pico de concentração, para cada seção de amostragem foram encontradas as correspondentes linhas de regressão que fornecem o melhor ajuste pelo método dos mínimos quadrados. Os resultados, em termos da variável transformada de Chatwin, são lançados no gráfico da Figura 5.62.

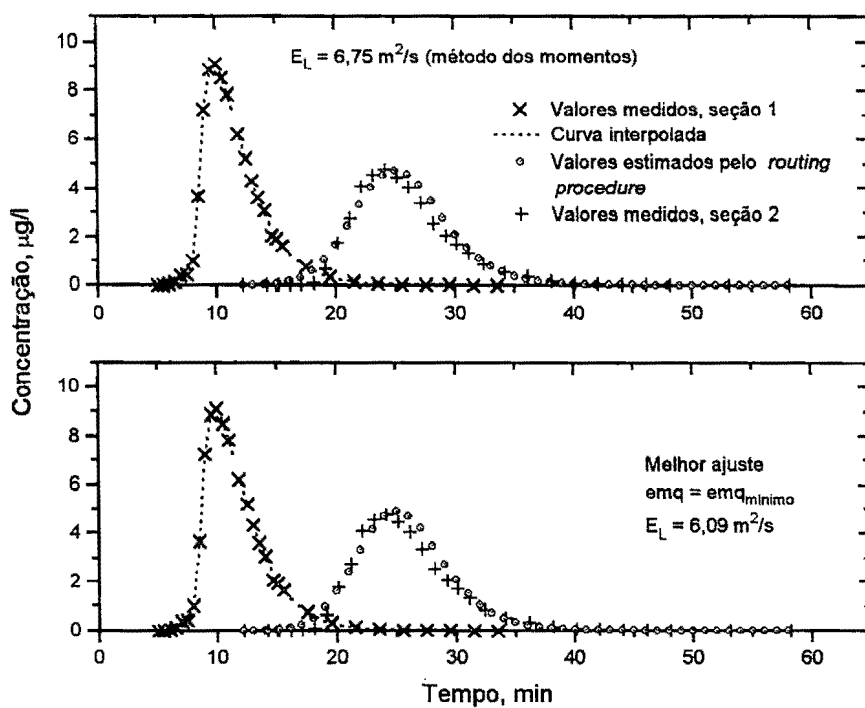


Figura 5.61 - Valores medidos das concentrações nas estações de montante e jusante e concentrações estimadas pelo método do routing. (Ribeirão do Feijão, teste em 11 de abril de 1995).

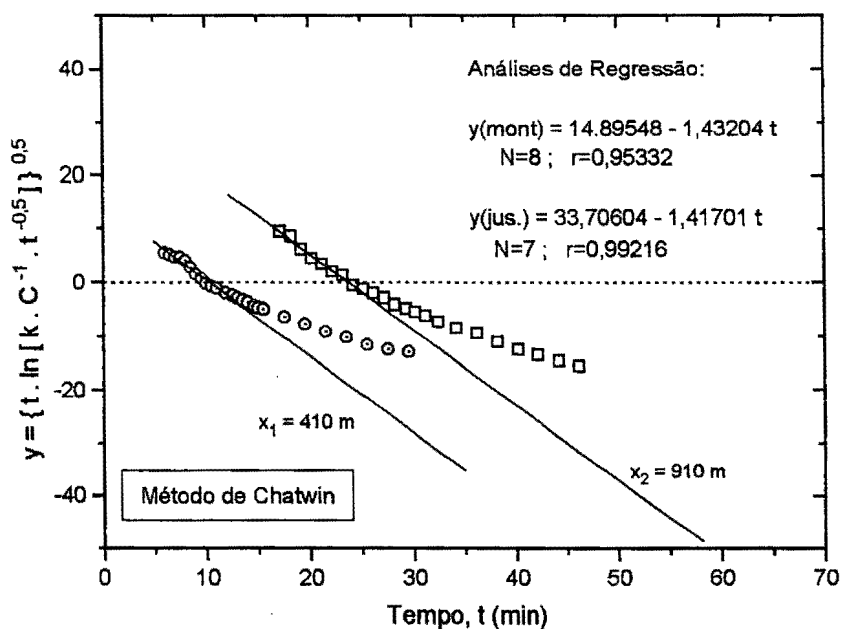


Figura 5.62 - Valores medidos das concentrações nas estações de montante e jusante, nas coordenadas de Chatwin, e linhas de melhor ajuste conforme a Eq. (2.127). Dados referidos ao teste no Ribeirão do Feijão, em 11 de abril de 1995.

Identificando-se a equação obtida da análise de regressão com o modelo representado pela Eq. (2.127), tem-se:

- para a estação de montante:

$$\frac{x_1}{2\sqrt{E_L}} = 14,8955 \rightarrow E_L = 189,41 \text{ m}^2/\text{min} = 3,16 \text{ m}^2/\text{s},$$

$$\frac{U}{2\sqrt{E_L}} = 1,4320 \rightarrow U = 39,417 \text{ m}/\text{min} = 0,657 \text{ m}/\text{s}.$$

- para a estação de jusante:

$$\frac{x_2}{2\sqrt{E_L}} = 33,7060 \rightarrow E_L = 182,22 \text{ m}^2/\text{min} = 3,04 \text{ m}^2/\text{s},$$

$$\frac{U}{2\sqrt{E_L}} = 1,4170 \rightarrow U = 38,256 \text{ m}/\text{min} = 0,638 \text{ m}/\text{s}.$$

Neste estudo, os resultados para E_L encontrados com o método gráfico estão em boa concordância. Também as velocidades médias comparam bem com aquelas determinadas com base no tempo de viagem do pico da nuvem do corante ($U_{\text{pico}}=0,694 \text{ m}/\text{s}$ para a seção de montante e $U_{\text{pico}}=0,633 \text{ m}/\text{s}$ para a seção de jusante).

Para o uso das fórmulas práticas foram empregados os dados organizados na Tabela 5.66. De modo resumido, os resultados dos cálculos com as equações empíricas e semi-empíricas, juntamente com as determinações de E_L pelos métodos que utilizam dados de campo, são apresentados na Tabela 5.67.

Tabela 5.67 - Valores calculados de E_L segundo os métodos diretos e fórmulas práticas. Teste no Ribeirão do Feijão, em 11/04/95.

Método/Fórmula		E_L (m^2/s)
Método dos Momentos		6,75
<i>Routing Procedure</i>		6,09
Método de Chatwin	montante	3,16
	jusante	3,04
	média	3,10
Elder (Eq. 2.102)	$\alpha=5,93$	0,61
McQuivey & Keefer (Eq 2.129)		5,86
Fischer (Eq. 2.133)		4,66
Liu (Eq. 4.107)	$\beta_L=0,02421$	10,38
Beltaos (Eq. 4.108)	$\beta_B=0,013$	6,28
Vargas & Mellado (Eq. 4.109)	$\beta_{VM}=0,03878$	16,63

5.5.8 Teste para E_L no Rio Jacaré-Guaçu em 17/08/94

O teste no Rio Jacaré-Guaçu realizado em 17/08/94 teve como principal propósito a obtenção do coeficiente de dispersão longitudinal. O local do estudo foi o aquele descrito nas seções 5.1.3 e 5.1.3.1, também visualizado através da Figura 5.12. O comprimento do trecho reservado para a mistura foi de 750 m e o espaçamento mantido entre as seções de amostragem foi de 1.500 metros.

No teste, a injeção do traçador no escoamento foi feita instantaneamente. O preparo da solução injetada foi feito diluindo-se 990,90 g da solução 20% de rodamina-WT em 10 litros de água em um balde. Às 12:05 h do dia 17 a solução assim preparada foi lançada em um ponto do eixo do escoamento.

Em cada seção de amostragem e em um único ponto sobre a linha de corrente central (eixo do escoamento) foram colhidas 30 amostras para posterior análise em laboratório. A coleta das amostras do traçador fluorescente teve início às 12:10 h na seção 1 e prosseguiu até às 13:10 h. Na seção 2, a coleta foi iniciada às 12:35 h e terminou às 14:40 h.

A título de visualização, na Figura 5.63 são mostrados, na forma gráfica, os resultados das análises da rodamina em função do tempo de sua coleta, para cada um dos pontos de amostragem nas respectivas seções.

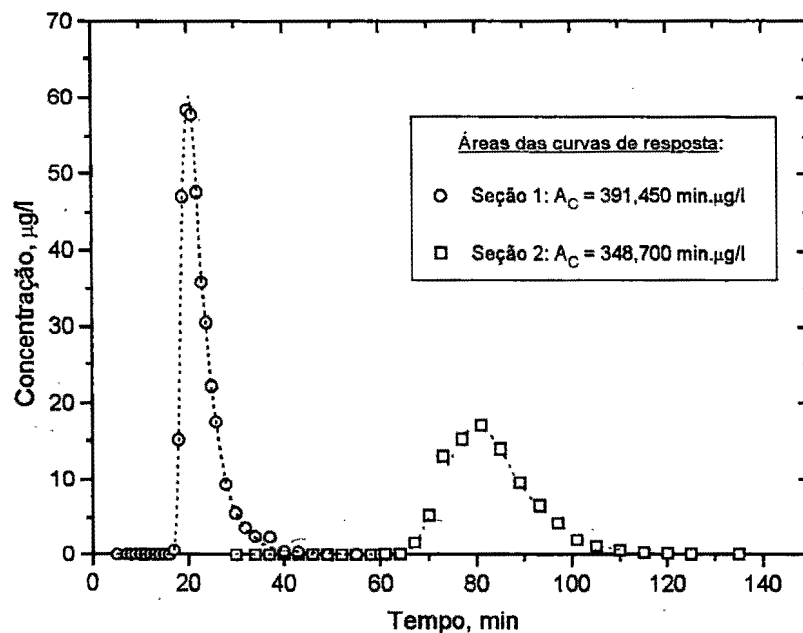


Figura 5.63 - Visualização gráfica das curvas de resposta referidas às duas seções de amostragem. Teste no Rio Jacaré-Guaçu, em 17 de agosto de 1994, com a injeção instantânea da rodamina-WT.

Para atender aos métodos de determinação de E_t , na Tabela 5.68 são apresentados resumidamente os resultados dos cálculos dos momentos de ordem zero, um e dois das distribuições de concentração do traçador fluorescente, bem como as variâncias e os tempos médios da passagem da nuvem por cada uma das seções de amostragem. Complementarmente, na Tabela 5.69 apresentam-se as características médias do trecho de teste, determinadas conforme descrito na seção 5.1.1.

Tabela 5.68 - Momentos, variância da distribuição temporal de concentração e tempo médio da passagem da nuvem do traçador pelas estações de amostragem - Teste no Rio Jacaré-Guaçu em 17/08/94.

M_0 (Eq. 4.102) (min \times μ g/l)	M_1 (Eq. 4.103) (min 2 \times μ g/l)	M_2 Eq. (4.104) (min 3 \times μ g/l)	\bar{t} (Eq. 4.101) (min)	σ_t^2 (Eq. 4.100) (min 2)
seção 1 ($x_1 = 750$ m)				
391,450	8.993,735	214.129,28	22,975	19,145
seção 2 ($x_2 = 2.250$ m)				
348,700	29.154,81	2.469.727,33	83,610	92,037

Tabela 5.69 - Características médias do trecho de teste (Rio Jacaré-Guaçu - 17/08/94).

U (Eq. 4.99) (m/s)	Q Vazão (m 3 /s)	B Largura (m)	H Profundidade (m)	S declividade (m/m)	u_x (Eq. 2.61) (m/s)
0,412	11,25	20	1,365	0,0005	0,0818

Uma exigência associada ao uso dos métodos dos momentos, *routing* e gráfico é que a primeira estação de amostragem deva estar a uma distância suficientemente grande do ponto de injeção. Para garantir a aplicabilidade dos métodos, seria necessário, por exemplo, verificar a condição imposta pela distância adimensional x' (Eq. 2.110) superior a 0,4. Para o presente estudo, conforme definido na seção 2.4.5 e com os dados da Tabela 5.69, $x' = (x \cdot \epsilon_t) / (U \cdot B^2) = 0,39$. Por este resultado, e também pelo fato de que as amostras foram colhidas em um único ponto da seção transversal, fica a dúvida sobre o atendimento ou não da condição requerida de mistura completa. Há que se destacar, contudo, que existe uma grande incerteza

quanto ao valor de ε_p , o coeficiente de difusividade turbulenta transversal, que se emprega na Eq. (2.110). No cálculo acima estimou-se ε_t pela Eq. (2.76) que, conforme Fischer, apresenta uma incerteza da ordem de 50%. Outros estudos de campo, como os trabalhos de DAY (1975), com resultados aqui reavaliados e resumidos na forma da Figura 2.12 (seção 2.4.3.1), sugerem ser necessário reservar, para a mistura adequada do traçador, um comprimento da ordem de 193 m, calculado pela Eq. (2.101). No caso, estando a primeira seção de amostragem a 750 m do ponto de injeção, a condição exigida parece ser bem atendida.

O cálculo de E_L pelo método dos momentos é feito com a Eq. (2.116), empregando-se os dados das Tabelas 5.68 e 5.69 para obter

$$E_L = \frac{U^2}{2} \cdot \frac{\sigma_{t_2}^2 - \sigma_{t_1}^2}{t_2 - t_1} = 6,13 \text{ m}^2/\text{s}.$$

Pelo método do *routing*, na primeira tentativa foi utilizado o valor de E_L encontrado com o método dos momentos. Para a solução numérica da integral de convolução da Eq. (2.124), nos cálculos foram adotados os valores de $C(x_1, \tau)$ definidos em intervalos $\Delta\tau = 0,5$ min, tomados da curva de interpolação aos dados de resposta da seção de montante. Em intervalos $\Delta t = 2,0$ min, estimaram-se 41 valores $\hat{C}(x_2, t)$ para a concentração ao longo do tempo na seção de jusante, cujo emq com relação a $C(x_2, t)$ foi de $2,63 (\mu\text{g/l})^2$.

De modo semelhante, três outros valores de E_L foram empregados em novas tentativas para encontrar a solução pelo método do *routing*, cada um deles produzindo um valor para o erro médio quadrado emq. Lançados em um gráfico de emq versus E_L , estes resultados produziram a curva mostrada na Figura 5.64, para a qual, no ponto de mínimo, encontra-se $E_L \cong 6,00 \text{ m}^2/\text{s}$.

Na Figura 5.65 encontram-se representados, em dois gráficos, os valores medidos das concentrações juntamente com os valores estimados $\hat{C}(x_2, t)$ pelo método do *routing*. Para estas representações, foram escolhidos os resultados dos cálculos de $\hat{C}(x_2, t)$ que utilizam os valores de E_L obtidos pelo método dos momentos (figura inferior) e pelo melhor ajuste (figura superior). Além da boa concordância das previsões, os gráficos da Figura 5.65 também evidenciam um ligeiro deslocamento das previsões próximo ao pico de concentração, sugerindo que o ajuste poderia ser melhorado caso fosse feita uma leve correção na velocidade que se emprega na Eq. (2.124).

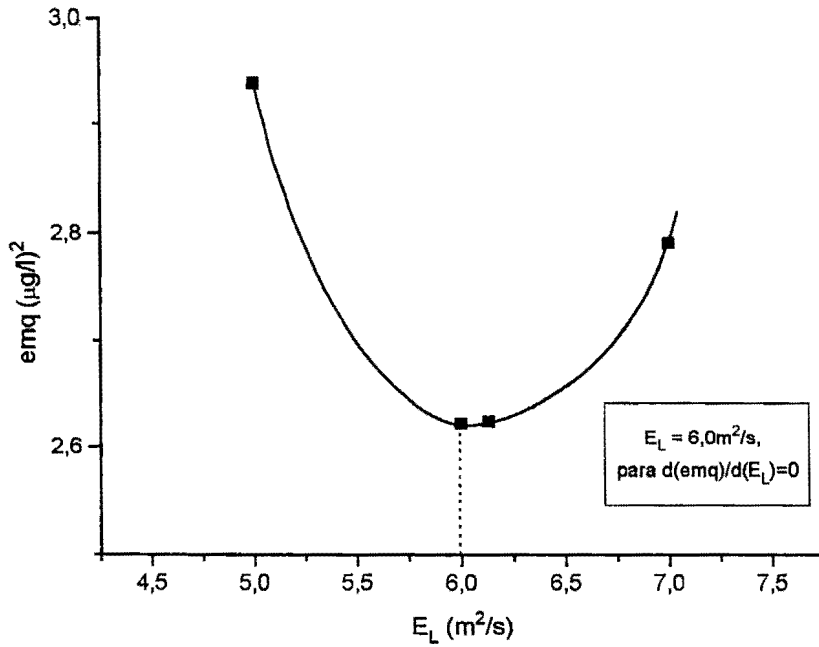


Figura 5.64 - Erro médio quadrado (emq) em função dos valores pesquisados de E_L pelo método do routing. (Rio Jacaré-Guaçu, teste em 17 de agosto de 1994).

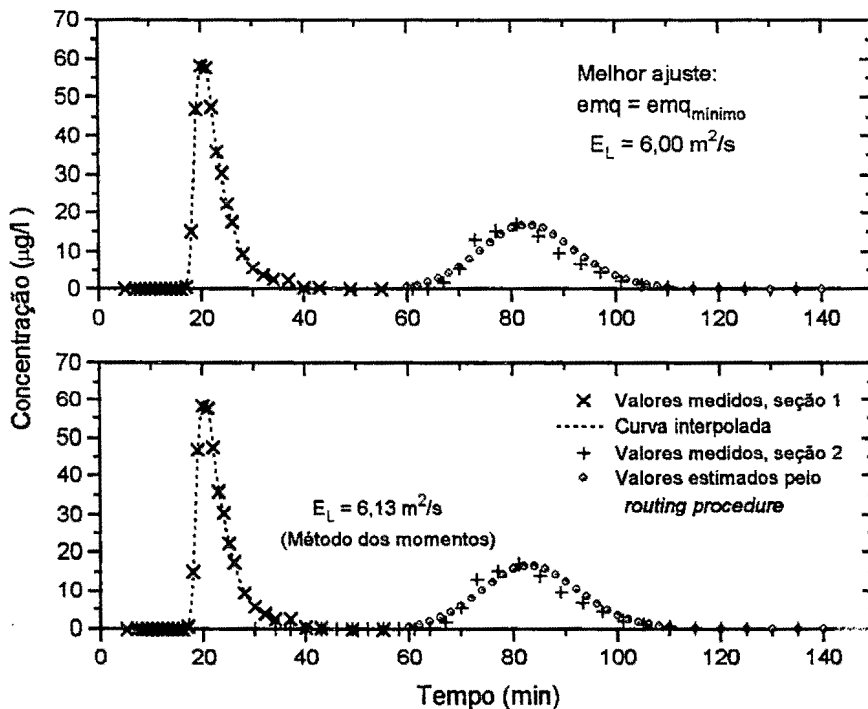


Figura 5.65 - Valores medidos das concentrações nas estações de montante e jusante e concentrações estimadas pelo método do routing. (Rio Jacaré-Guaçu, teste em 17 de agosto de 1994).

Pelo método de Chatwin, considerando-se apenas os tempos inferiores ao de ocorrência do pico de concentração, para cada seção de amostragem foram encontradas as correspondentes linhas de regressão que fornecem o melhor ajuste pelo método dos mínimos quadrados. Os resultados, em termos da variável transformada de Chatwin, encontram-se lançados no gráfico da Figura 5.66.

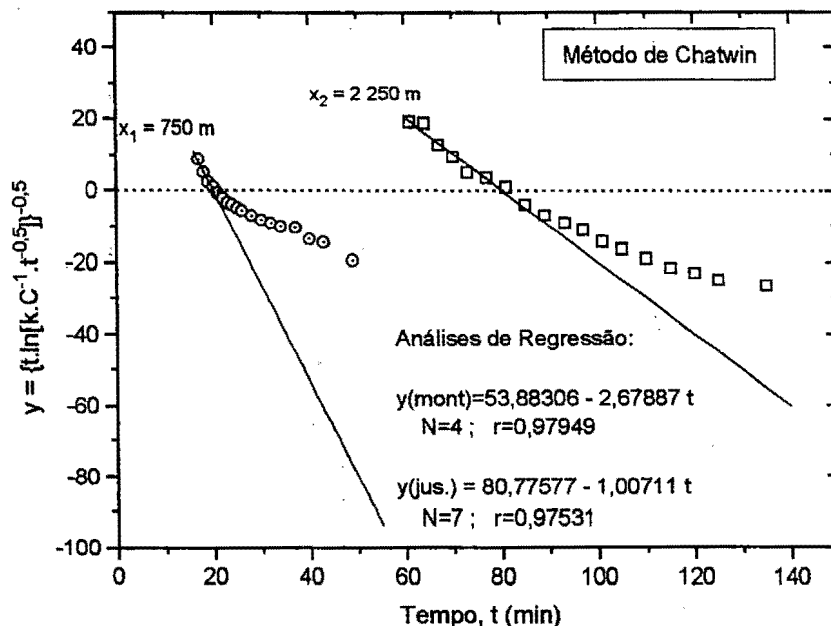


Figura 5.66 - Valores medidos das concentrações nas estações de montante e jusante, nas coordenadas de Chatwin, e linhas de melhor ajuste conforme a Eq. (2.127). Dados referidos ao teste no Rio Jacaré-Guaçu, em 17 de agosto de 1994.

Identificando-se a equação obtida da análise de regressão com o modelo representado pela Eq. (2.127), tem-se:

- para a estação de montante:

$$\frac{x_1}{2\sqrt{E_L}} = 53,8831 \rightarrow E_L = 48,435 \text{ m}^2/\text{min} = 0,81 \text{ m}^2/\text{s},$$

$$\frac{U}{2\sqrt{E_L}} = 2,6789 \rightarrow U = 37,29 \text{ m}/\text{min} = 0,62 \text{ m}/\text{s}.$$

- para a estação de jusante:

$$\frac{x_2}{2\sqrt{E_L}} = 80,7758 \rightarrow E_L = 193,974 \text{ m}^2/\text{min} = 3,23 \text{ m}^2/\text{s},$$

$$\frac{U}{2\sqrt{E_L}} = 1,0071 \rightarrow U = 28,05 \text{ m}/\text{min} = 0,47 \text{ m}/\text{s}.$$

Neste estudo, os resultados para E_L encontrados para as duas seções não estão em boa concordância. Por outro lado, as velocidades médias comparam bem com aquelas determinadas com base no tempo de viagem do pico da nuvem do corante ($U_{\text{pico}}=0,610$ m/s para a seção de montante e $U_{\text{pico}}=0,463$ m/s para a seção de jusante).

Para o uso das fórmulas práticas foram empregados os dados organizados na Tabela 5.69. De modo resumido, os resultados dos cálculos com as equações empíricas e semi-empíricas, juntamente com as determinações de E_L pelos métodos que utilizam dados de campo, são apresentados na Tabela 5.70.

Tabela 5.70 - Valores calculados de E_L segundo os métodos diretos e fórmulas práticas. Teste no Rio Jacaré-Guaçu, em 17/08/94.

Método/Fórmula		E_L (m ² /s)
Método dos Momentos		6,13
<i>Routing Procedure</i>		6,00
Método de Chatwin	montante	0,81
	jusante	3,23
	média	2,02
Elder (Eq. 2.102)	$\alpha=5,93$	0,66
McQuivey & Keefer (Eq 2.129)		65,25
Fischer (Eq. 2.133)		6,69
Liu (Eq. 4.107)	$\beta_L=0,01592$	9,69
Beltaos (Eq. 4.108)	$\beta_B=0,0085$	5,89
Vargas & Mellado (Eq. 4.109)	$\beta_{VM}=0,05067$	30,83

5.5.9 Teste para E_L no Rio Jacaré-Guaçu em 20/09/94

O teste no Rio Jacaré-Guaçu em 20/09/94, realizado também para a determinação do coeficiente de reaeração, foi descrito na seção 5.1.3.1. O trecho de teste foi o mesmo adotado no estudo anterior de 17/08/94 e é visto na Figura 5.12 da seção 5.1.3.

A adoção de três pontos de coleta de amostras por seção permitiu avaliar a uniformidade da distribuição transversal de concentração na estação de amostragem. Os resultados das análises das amostras da rodamina em função do tempo de sua coleta, para os três pontos de amostragem, em cada uma das respectivas seções, são mostrados na forma gráfica na Figura 5.67.

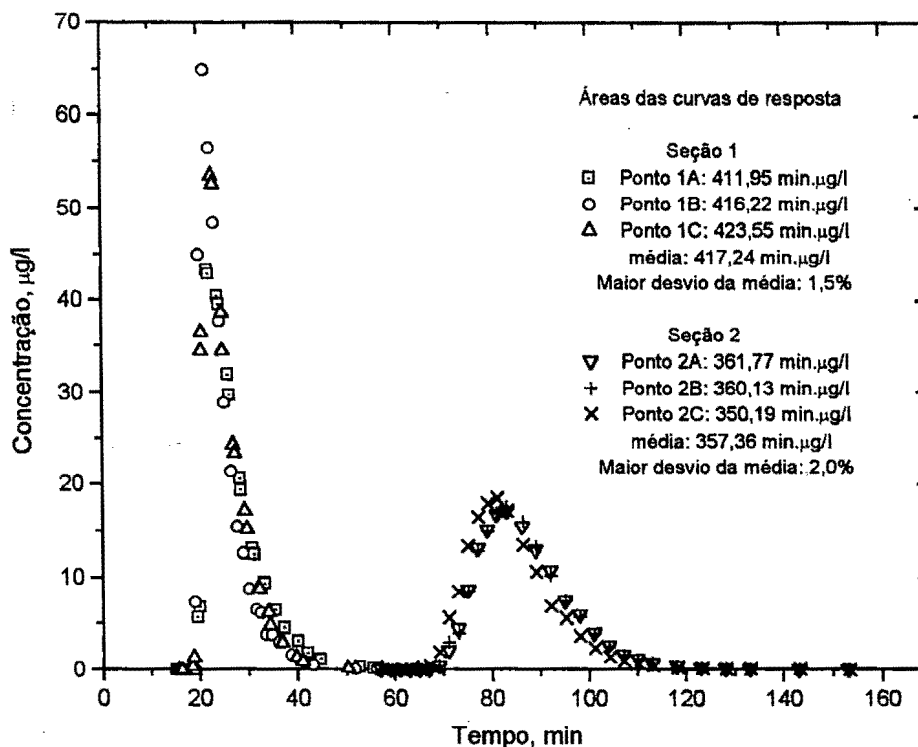


Figura 5.67 - Curvas de resposta referidas a cada uma das três linhas de corrente e para cada uma das duas seções de amostragem. (Rio Jacaré-Guaçu, teste em 20 de setembro de 1994 - injeção instantânea da rodamina).

A comparação das áreas das curvas de resposta, referidas a cada um dos três diferentes pontos de amostragem, é utilizada como um indicador da qualidade da mistura do traçador, que pode ser considerada satisfatória para as condições do presente teste.

Para o cálculo do coeficiente de dispersão longitudinal, na Tabela 5.71 são apresentados os resultados das integrações numéricas para os momentos de ordem zero, um e dois das distribuições de concentração do traçador fluorescente. Adicionalmente, apresentam-se os cálculos da variâncias e dos tempos médios da passagem da nuvem do traçador pelas estações de amostragem. Todos estes cálculos são relativos aos dados de concentração-tempo referidos à linha de corrente central do escoamento. Complementarmente, na Tabela 5.72 apresentam-se as características médias do trecho de teste, que se estende de uma estação de amostragem à outra.

Tabela 5.71 - Momentos, variância da distribuição temporal de concentração e tempo médio da passagem da nuvem do traçador pelas estações de amostragem - Teste no Rio Jacaré-Guaçu em 20/09/94.

M_0 (Eq. 4.102) (min \times μ g/l)	M_1 (Eq. 4.103) (min ² \times μ g/l)	M_2 Eq. (4.104) (min ³ \times μ g/l)	\bar{t} (Eq. 4.101) (min)	σ_t^2 (Eq. 4.100) (min ²)
seção 1 ($x_1 = 750$ m)				
416,24	10.244,92	261.466,52	24,613	22,37
seção 2 ($x_2 = 2.250$ m)				
360,14	31.395,37	2.771.535,43	87,175	96,16

Tabela 5.72 - Características médias do trecho de teste (Rio Jacaré-Guaçu - 20/09/94).

U (Eq. 4.99) (m/s)	Q Vazão (m ³ /s)	B Largura (m)	H Profundidade (min)	S declividade (m/m)	u_* (Eq. 2.61) (m/s)
0,400	9	20	1,125	0,0005	0,0743

A exigência associada ao uso dos métodos dos momentos, *routing* e gráfico de que a primeira estação de amostragem se situe a uma distância suficientemente grande do ponto de injeção é atendida, segundo Fischer, quando a distância adimensional x' da Eq. (2.110) for superior a 0,4. Para o presente estudo, conforme definido na seção 2.4.5 e com os dados da Tabela 5.72, $x' = (x \cdot \epsilon_t) / (U \cdot B^2) = 0,30$. Por este resultado, o traçador teria atingido a primeira seção de amostragem ainda dentro da fase advectiva.

Ainda sobre a aplicabilidade de um modelo dispersivo aos dados de concentração obtidos na primeira seção de amostragem é importante considerar os seguintes aspectos: primeiro, o valor do coeficiente de mistura turbulenta transversal ϵ_t , que se emprega na Eq. (2.110), é obtido da Eq. (2.76) que, conforme Fischer é afetada de uma incerteza da ordem de 50%; segundo, outros estudos de campo, como os trabalhos de DAY (1975), resumidos na forma da Figura 2.12 (seção 2.4.3.1), sugerem ser necessário reservar o comprimento definido pela Eq. (2.101), ou Eq. (2.98), para que se tenha a mistura adequada do traçador. Considerando-se a faixa de velocidade encontrada neste estudo, o comprimento calculado com base na Eq. (2.101) é de 252 metros, que é inferior aos 750 metros adotados.

O cálculo de E_L pelo método dos momentos é feito com a Eq. (2.116). Empregando-se os dados das Tabelas 5.71 e 5.72, a Eq. (2.116) fornece

$$E_L = \frac{U^2}{2} \cdot \frac{\sigma_{t_2}^2 - \sigma_{t_1}^2}{t_2 - t_1} = 5,65 \text{ m}^2/\text{s}.$$

Pelo método do *routing*, na primeira tentativa foi utilizado o valor de E_L encontrado com o método dos momentos. Para a solução numérica da integral de convolução da Eq. (2.124), adotaram-se, nos cálculos, os valores de $C(x_1, \tau)$ definidos em intervalos $\Delta\tau = 0,5$ min, tomados da curva de resposta interpolada relativa à seção de montante. Em intervalos $\Delta t = 1,0$ min, estimaram-se 102 valores $\hat{C}(x_2, t)$ para a concentração ao longo do tempo na seção de jusante, cujo emq com relação a $C(x_2, t)$ foi de $2,50 (\mu\text{g/l})^2$.

De modo semelhante, outros valores de E_L foram empregados em seis novas tentativas para encontrar a solução pelo método do *routing*, cada um deles produzindo um valor para o erro médio quadrado emq. Um gráfico de emq versus E_L , como mostrado na Figura 5.68, serviu para a obtenção do coeficiente de dispersão longitudinal com o menor emq. A solução pelo método do *routing* foi então encontrada como $E_L = 5,64 \text{ m}^2/\text{s}$, um valor praticamente idêntico ao obtido pelo método dos momentos.

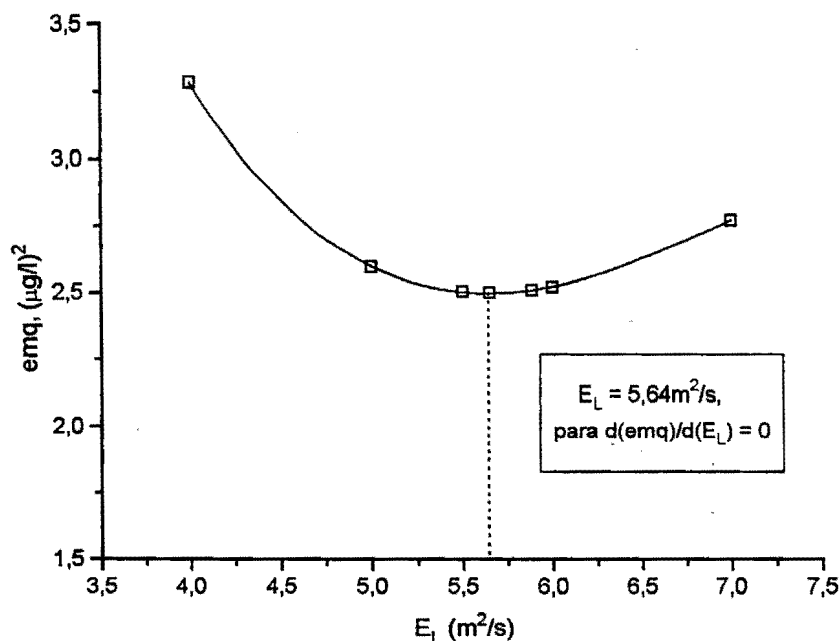


Figura 5.68 - Erro médio quadrado (emq) em função dos valores pesquisados de E_L pelo método do *routing*. (Rio Jacaré-Guaçu, teste em 20 de setembro de 1994).

Para visualização, na Figura 5.69 encontram-se representadas as concentrações medidas nas seções de montante e jusante, juntamente com as concentrações estimadas pelo método do *routing* para a seção de jusante, $\hat{C}(x_2, t)$. Nesta figura, os valores de $\hat{C}(x_2, t)$ são aqueles obtidos pela utilização do coeficiente de dispersão E_L encontrado nos cálculos pelo método dos momentos. O gráfico da Figura 5.69 mostra um ligeiro deslocamento das previsões proximamente aos valores de pico, o que é decorrente da assimetria das curvas de resposta do traçador.

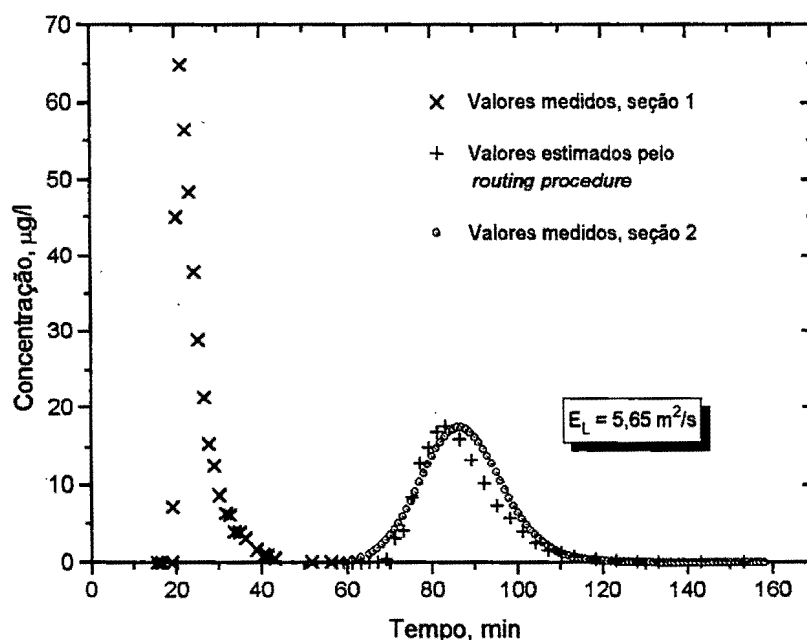


Figura 5.69 - Valores medidos das concentrações nas estações de montante e jusante e concentrações estimadas pelo método do *routing*. (Rio Jacaré-Guaçu, teste em 20 de setembro de 1994).

Pelo método de Chatwin, sempre considerando apenas os tempos inferiores ao do pico de concentração, foram encontradas as linhas de regressão que fornecem o melhor ajuste pelo método dos mínimos quadrados. Os resultados, em termos da variável transformada de Chatwin, encontram-se lançados no gráfico da Figura 5.70.

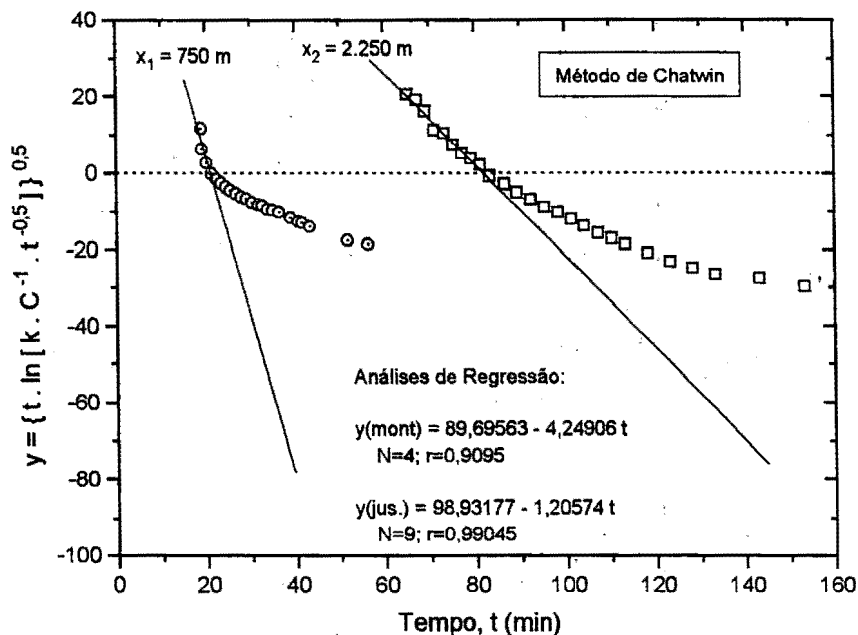


Figura 5.70 - Valores medidos das concentrações nas estações de montante e jusante, nas coordenadas de Chatwin, e linhas de melhor ajuste conforme a Eq. (2.127). Dados referidos ao teste no Rio Jacaré-Guaçu, em 20 de setembro de 1994.

Identificando-se a equação obtida da análise de regressão com o modelo representado pela Eq. (2.127), tem-se:

- para a estação de montante:

$$\frac{x_1}{2\sqrt{E_L}} = 89,6956 \rightarrow E_L = 17,479 \text{ m}^2/\text{min} = 0,29 \text{ m}^2/\text{s},$$

$$\frac{U}{2\sqrt{E_L}} = 4,2491 \rightarrow U = 35,529 \text{ m}/\text{min} = 0,592 \text{ m}/\text{s}.$$

- para a estação de jusante:

$$\frac{x_2}{2\sqrt{E_L}} = 98,9318 \rightarrow E_L = 129,310 \text{ m}^2/\text{min} = 2,16 \text{ m}^2/\text{s},$$

$$\frac{U}{2\sqrt{E_L}} = 1,2057 \rightarrow U = 27,422 \text{ m}/\text{min} = 0,457 \text{ m}/\text{s}.$$

Pelos resultados acima, vê-se que existe uma acentuada discrepância entre os valores de E_L encontrados para as duas seções de amostragem. Em função da razoável semelhança das seções e dos trechos de teste, poder-se-ia, em princípio, supor que a principal razão para esta acentuada diferença estaria na proximidade da

primeira estação do ponto de injeção traçador. Não teria havido, assim, tempo suficiente para que o processo de transporte se desenvolvesse e atingisse a fase dispersiva. De fato, a forma assimétrica da curva de resposta do traçador referida à seção de montante, com um ramo de ascensão bastante íngreme, conforme visualizado na Figura 5.69, parece indicar um forte efeito advectivo. Há que se considerar, contudo, que é muito pequena a base de dados empregada na análise de regressão pelo método de Chatwin para a seção 1, o que dificulta o aprofundamento da discussão.

Ainda com relação aos resultados do método de Chatwin, outro aspecto observado diz respeito às velocidades médias. Os valores encontrados compararam bem com aqueles que são determinados com base no tempo de viagem do pico da nuvem do corante ($U_{\text{pico}}=0,587$ m/s para a seção de montante e $U_{\text{pico}}=0,454$ m/s para a seção de jusante).

Para o uso das fórmulas práticas foram empregados os dados organizados na Tabela 5.72. De modo resumido, os resultados dos cálculos com as equações empíricas e semi-empíricas, juntamente com as determinações de E_L pelos métodos que utilizam dados de campo, são apresentados na Tabela 5.73.

Tabela 5.73 - Valores calculados de E_L segundo os métodos diretos e fórmulas práticas. Teste no Rio Jacaré-Guaçu, em 20/09/94.

Método/Fórmula		E_L (m ² /s)
Método dos Momentos		5,65
<i>Routing Procedure</i>		5,64
Método de Chatwin	montante	0,29
	jusante	2,16
	média	1,22
Elder (Eq. 2.102)	$\alpha=5,93$	0,50
McQuivey & Keefer (Eq 2.129)		52,20
Fischer (Eq. 2.133)		8,42
Liu (Eq. 4.107)	$\beta_L=0,01441$	11,03
Beltaos (Eq. 4.108)	$\beta_B=0,0085$	7,42
Vargas & Mellado (Eq. 4.109)	$\beta_{VM}=0,03539$	27,10

5.5.10 Teste para E_L no Ribeirão de Caldas em 30/08/94

Os resultados apresentados a seguir são parte de um estudo mais geral realizado no Ribeirão de Caldas em 30/08/94, voltado também para a determinação do coeficiente de reaeração. Neste estudo, descrito em maiores detalhes na seção 5.1.4.1, a injeção do traçador fluorescente foi feita de forma contínua e por um intervalo de 31 minutos de duração. Três estações de amostragem foram adotadas de modo a definir dois trechos de características físicas de sinuosidade e declividade diferentes. Os trechos de teste foram mostrados na Figura 5.15 da seção 5.1.4.

Os resultados das análises das amostras da rodamina em função do tempo de sua coleta, para os três pontos de amostragem em cada uma das respectivas estações, são mostrados na forma gráfica na Figura 5.71.

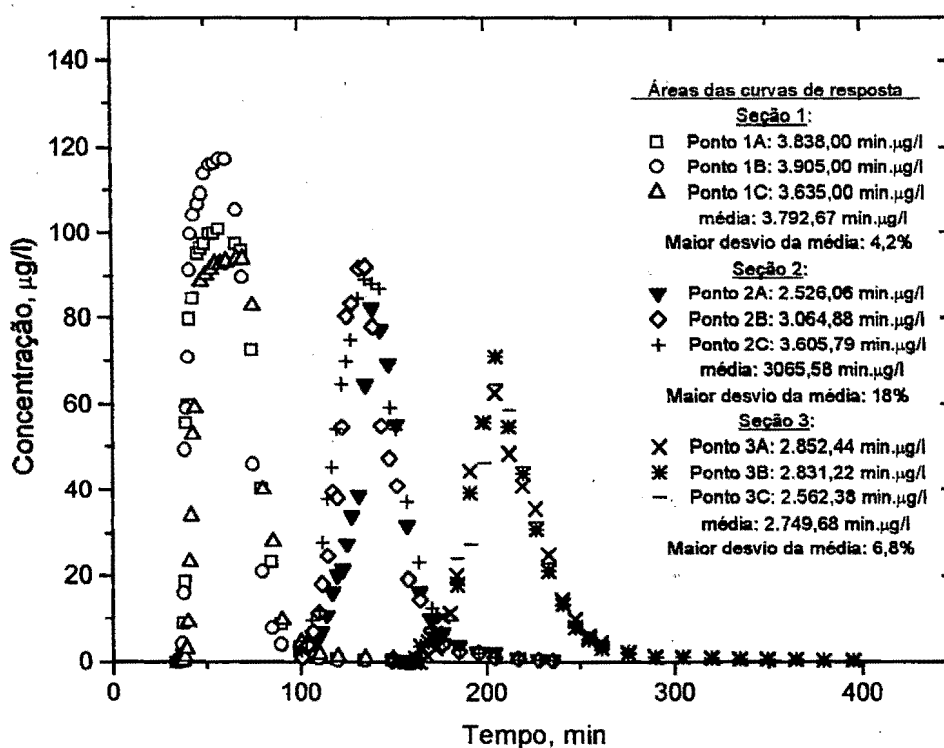


Figura 5.71 - Curvas de resposta referidas a cada uma das três linhas de corrente e para cada uma das três seções de amostragem. (Ribeirão de Caldas, teste em 30 de agosto de 1994 - injeção da rodamina por 31 minutos).

A comparação das áreas das curvas de resposta, referidas a cada um dos três diferentes pontos de amostragem, poderia ser utilizada como um indicador da qualidade da mistura do traçador. Nota-se, contudo, diferentemente dos outros testes, que existe uma falta de uniformidade na distribuições de concentração,

particularmente para as amostras das estações 1 e 2. Uma justificativa para este fato foi apontada na seção 5.1.4.1.

Mesmo havendo dúvidas quanto à aplicabilidade do modelo dispersivo, faz-se, a seguir, o desenvolvimento do conjunto de procedimentos de cálculo do coeficiente de dispersão longitudinal. Assim, na Tabela 5.74 são apresentados os resultados das integrações numéricas para os momentos de ordem zero, um e dois das distribuições de concentração do traçador fluorescente. Os resultados, sempre referidos às amostras colhidas segundo a linha de corrente central do escoamento e aplicados às seções 1, 2 e 3, são complementados pelos cálculos da variâncias e dos tempos médios da passagem da nuvem do traçador pelas estações de amostragem. Em adição, a Tabela 5.75 contém os dados das características médias dos dois trechos de teste.

Tabela 5.74 - Momentos, variância da distribuição temporal de concentração e tempo médio da passagem da nuvem do traçador pelas estações de amostragem - Teste no Ribeirão de Caldas em 30/08/94, injeção contínua por 31 minutos.

M_0 (Eq. 4.102) (min $\times\mu\text{g/l}$)	M_1 (Eq. 4.103) (min $^2\times\mu\text{g/l}$)	M_2 Eq. (4.104) (min $^3\times\mu\text{g/l}$)	\bar{t} (Eq. 4.101) (min)	σ_t^2 (Eq. 4.100) (min 2)
seção 1 ($x_1 = 935$ m)				
3.904,98	227.027,25	13.788.146,25	58,138	150,90
seção 2 ($x_2 = 2.450$ m)				
3.064,88	422.252,52	59.100.954,96	137,771	302,35
seção 3 ($x_3 = 3.800$ m)				
2.831,22	600.945,90	129.431.733,75	212,26	662,83

Tabela 5.75 - Características médias dos trechos de teste. (Ribeirão de Caldas - 30/08/94).

U (Eq. 4.99) (m/s)	Q Vazão (m 3 /s)	B Largura (m)	H Profundidade (m)	S declividade (m/m)	u_* (Eq. 2.61) (m/s)
Trecho 1-2					
0,317	0,45	9,1	0,155	0,00231	0,060
Trecho 2-3					
0,302	0,48	9,1	0,175	0,00143	0,049

Para o uso dos métodos dos momentos, *routing* e gráfico há a exigência de que a primeira estação de amostragem se situe a uma distância suficientemente grande do ponto de injeção. Segundo Fischer, esta exigência pode ser colocada em termos da distância adimensional x' da Eq. (2.110) ser superior a 0,4. Para o presente estudo, conforme definido na seção 2.4.5 e com os dados da Tabela 5.75, $x' = (x \cdot \varepsilon_t) / (U \cdot B^2) = 0,20$. Este resultado sugere que o traçador atinge a primeira seção de amostragem ainda dentro da fase advectiva.

A discussão da aplicabilidade do modelo dispersivo poderia, ainda, ser feita por uma comparação com os resultados apresentados por DAY (1975). Para isto, considerando-se a faixa de velocidade encontrada neste trabalho, os resultados resumidos pela Figura 2.12 (seção 2.4.3.1) sugerem que o comprimento requerido para a mistura completa poderia ser calculado através da Eq. (2.101). Por esta equação exige-se um afastamento de 456 metros entre o ponto de injeção e a primeira seção de amostragem, que é inferior ao comprimento reservado de 935 metros.

O cálculo de E_L pelo método dos momentos é feito diretamente com a Eq. (2.116) utilizando-se os dados das Tabelas 5.74 e 5.75. Separando-se os resultados por trechos tem-se:

$$\text{- trecho 1-2: } E_L = \frac{U_{1-2}^2}{2} \cdot \frac{\sigma_{t_2}^2 - \sigma_{t_1}^2}{\bar{t}_2 - \bar{t}_1} = 5,74 \text{ m}^2/\text{s}.$$

$$\text{- trecho 2-3: } E_L = \frac{U_{2-3}^2}{2} \cdot \frac{\sigma_{t_3}^2 - \sigma_{t_2}^2}{\bar{t}_3 - \bar{t}_2} = 13,25 \text{ m}^2/\text{s}.$$

Os outros métodos de cálculo também são empregados para os dois trechos, separadamente. Pelo método do *routing*, para o primeiro trecho, na primeira tentativa foi utilizado o valor de $E_L = 5,74 \text{ m}^2/\text{s}$, encontrado com o método dos momentos. Para a solução numérica da integral de convolução da Eq. (2.124) adotaram-se, nos cálculos, $U = 19,025 \text{ m/min}$, $\bar{t}_1 = 58,138 \text{ min}$, $\bar{t}_2 = 137,771 \text{ min}$ e os valores de $C(x_1, \tau)$ definidos em intervalos $\Delta\tau = 2,5 \text{ min}$, tomados da curva de resposta interpolada relativa à seção 1. Em intervalos $\Delta t = 2,0 \text{ min}$, estimaram-se 76 valores $\hat{C}(x_2, t)$ para a concentração ao longo do tempo na seção 2, cujo emq com relação a $C(x_2, t)$ foi de $114,3 (\mu\text{g/l})^2$. Em seguida, e de modo semelhante, sete outros valores de E_L foram empregados em novas integrações pelo método do *routing*. Para cada tentativa produziu-se um valor para o erro médio quadrado emq. Do gráfico de emq versus E_L , como mostrado na Figura 5.72, obteve-se $E_L = 5,08 \text{ m}^2/\text{s}$ para o coeficiente de dispersão longitudinal que produz o menor emq. Este valor compara relativamente bem com aquele obtido pelo método dos momentos.

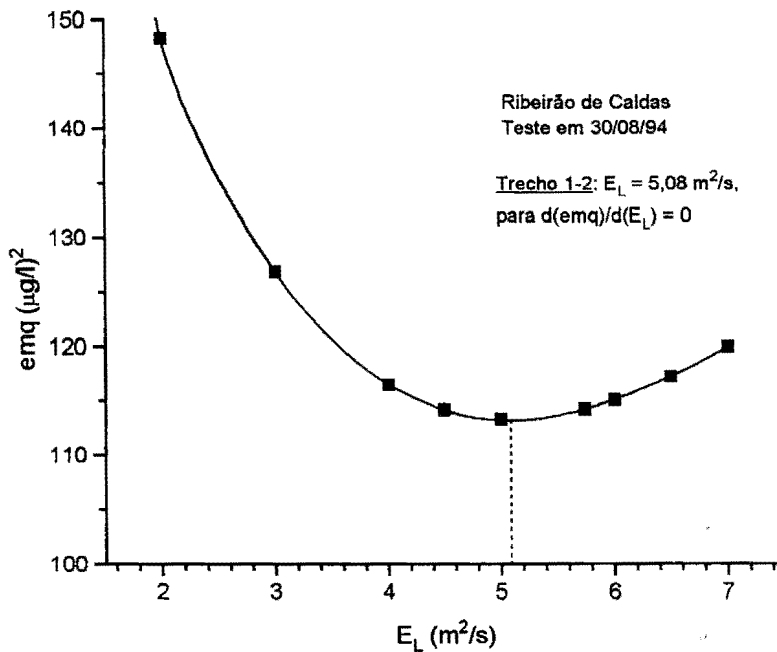


Figura 5.72 - Erro médio quadrado (emq) em função dos valores pesquisados de E_L pelo método do *routing*. (Ribeirão de Caldas, trecho 1-2, teste em 30 de agosto de 1994).

Para visualização, na Figura 5.73 encontram-se representadas as concentrações medidas na seção de montante, juntamente com as concentrações medidas e estimadas pelo método do *routing* para a seção 2 de jusante. Nesta figura, os valores estimados são aqueles obtidos da integral de convolução pela utilização do coeficiente de dispersão E_L encontrado nos cálculos pelo método dos momentos.

Ainda pelo método do *routing*, para o segundo trecho de teste empregou-se $E_L = 13,25$ m²/s na primeira tentativa. Para resolver numericamente a Eq. (2.124) com este valor de E_L , adotaram-se os valores de $U = 18,124$ m/min, $\bar{t}_2 = 137,771$ min, $\bar{t}_3 = 212,257$ min e $C(x_2, \tau)$ definidos em intervalos $\Delta\tau = 2,0$ min, que foram tomados da curva de resposta interpolada relativa à seção 2. Em intervalos $\Delta t = 5,0$ min, estimaram-se 54 valores $\hat{C}(x_3, t)$ para a concentração ao longo do tempo na seção 3, cujo emq com relação aos valores medidos $C(x_3, t)$ foi de $34,12$ (µg/l)². De modo semelhante, treze novas tentativas foram feitas com outros valores de E_L , cada uma delas produzindo um valor para o erro médio quadrado emq. De um gráfico de emq versus E_L , como mostrado na Figura 5.74, obteve-se, no ponto de emq mínimo, $E_L = 5,02$ m²/s. Este é um resultado muito diferente daquele calculado pelo método dos momentos, e é praticamente idêntico ao obtido para o trecho 1-2.



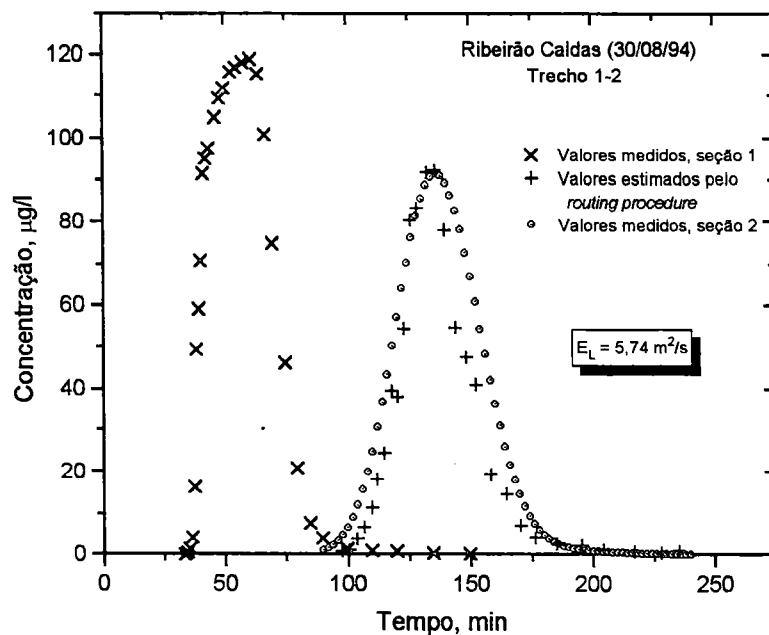


Figura 5.73 - Valores medidos das concentrações nas estações de montante e jusante e concentrações estimadas pelo método do *routing*. (Ribeirão de Caldas, teste em 30 de agosto de 1994 - Trecho 1-2).

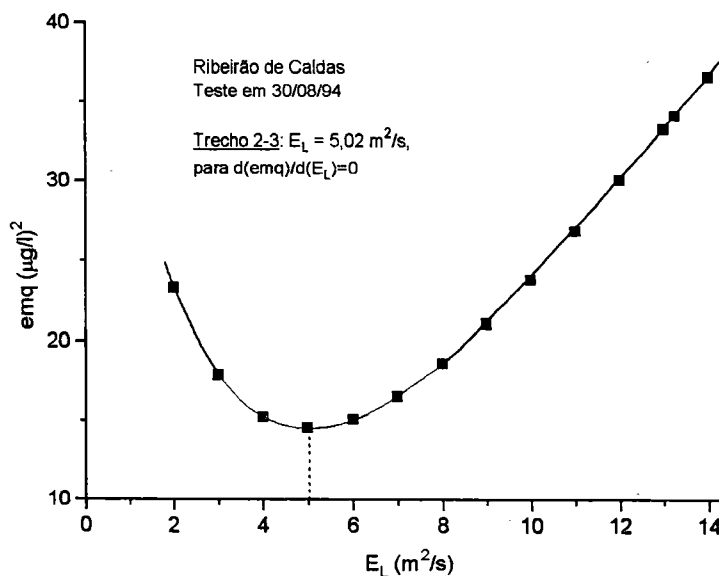


Figura 5.74 - Erro médio quadrado (emq) em função dos valores pesquisados de E_L pelo método do *routing*. (Ribeirão de Caldas, trecho 2-3, teste em 30 de agosto de 1994).

Para visualização, em dois gráficos da Figura 5.75 encontram-se representadas as concentrações medidas na seção 2, juntamente com as concentrações medidas e estimadas pelo método do *routing* para a seção 3. A curva de resposta estimada que se mostra no gráfico da figura superior foi obtida utilizando-se o valor do coeficiente de dispersão longitudinal obtido com o método dos momentos. No outro gráfico apresentam-se os valores estimados, que foram obtidos da integral de convolução pela utilização de E_L encontrado pelo melhor ajuste.

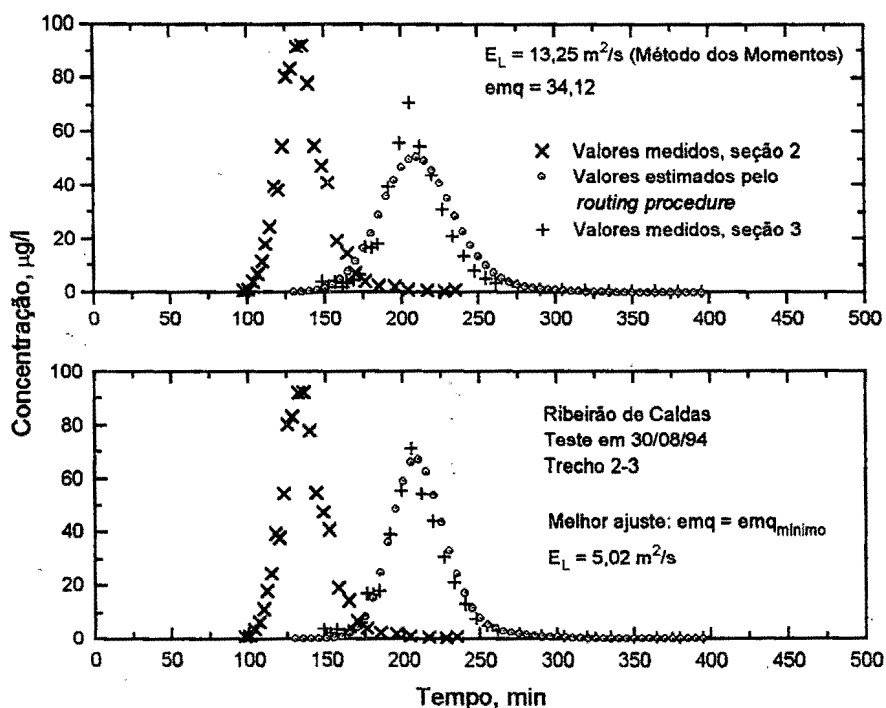


Figura 5.75 - Valores medidos das concentrações nas estações de amostragem 2 e 3 e concentrações estimadas pelo método do *routing*. (Ribeirão de Caldas, teste em 30 de agosto de 1994 - Trecho 2-3).

Pelo método de Chatwin, para cada uma das três seções de amostragem, e sempre considerando-se apenas os dados referidos aos tempos inferiores aos dos respectivos picos de concentração, foram encontradas as linhas de regressão de melhor ajuste pelo método dos mínimos quadrados. Os resultados, em termos da variável transformada de Chatwin, encontram-se lançados no gráfico da Figura 5.76.

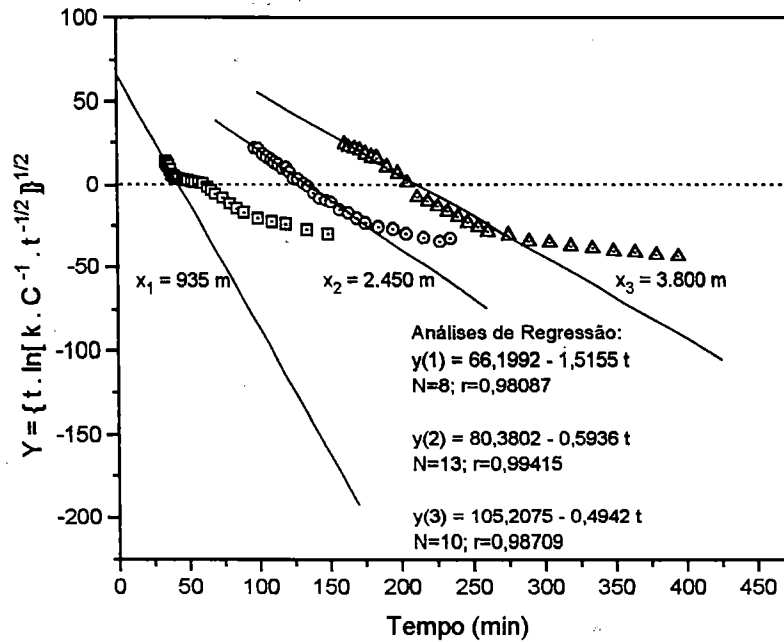


Figura 5.76 - Valores das concentrações medidas nas estações de amostragem 1, 2 e 3, segundo as coordenadas de Chatwin, e linhas de melhor ajuste conforme a Eq. (2.127). Dados referidos ao teste no Ribeirão de Caldas, em 30 de agosto de 1994 (injeção contínua da rodamina por 31 min.)

Identificando-se a equação obtida da análise de regressão com o modelo representado pela Eq. (2.127), tem-se:

- para a estação 1:

$$\frac{x_1}{2\sqrt{E_L}} = 66,1992 \rightarrow E_L = 49,87 \text{ m}^2/\text{min} = 0,83 \text{ m}^2/\text{s},$$

$$\frac{U}{2\sqrt{E_L}} = 1,5155 \rightarrow U = 21,405 \text{ m}/\text{min} = 0,357 \text{ m}/\text{s}.$$

- para a estação 2:

$$\frac{x_2}{2\sqrt{E_L}} = 80,3802 \rightarrow E_L = 232,26 \text{ m}^2/\text{min} = 3,87 \text{ m}^2/\text{s},$$

$$\frac{U}{2\sqrt{E_L}} = 0,59355 \rightarrow U = 18,091 \text{ m}/\text{min} = 0,301 \text{ m}/\text{s}.$$

- para a estação 3:

$$\frac{x_3}{2\sqrt{E_L}} = 105,2075 \rightarrow E_L = 326,15 \text{ m}^2/\text{min} = 5,44 \text{ m}^2/\text{s},$$

$$\frac{U}{2\sqrt{E_L}} = 0,4942 \rightarrow U = 17,850 \text{ m/min} = 0,297 \text{ m/s.}$$

Os coeficientes de dispersão calculados pelo método de Chatwin para as três seções são muito diferentes. Poder-se-ia postular que o menor valor de E_L encontrado na primeira seção se deve à proximidade do ponto de injeção traçador, de modo que não teria havido tempo suficiente para que o processo de transporte se desenvolvesse e atingisse a fase dispersiva. Há que se considerar, contudo, que a injeção do traçador no presente estudo se fez de forma contínua, tornando o ramo de ascensão da curva de resposta muito mais íngreme do que o seria com uma injeção instantânea. Este efeito, pois, é tanto mais percebido quanto mais próxima está a seção de amostragem do ponto de injeção. Por isso, no método de Chatwin, e principalmente para a seção 1, os resultados de E_L são sensivelmente menores do que aqueles encontrados pelo método do *routing*.

Ainda com relação aos resultados do método de Chatwin, outro aspecto a ser observado diz respeito às velocidades médias. Numa comparação entre os valores obtidos pelo método de Chatwin e aqueles determinados com base no tempo de viagem do pico da nuvem, vê-se que a comparação é boa exceto para a primeira seção de amostragem: $U_{\text{pico}} = 0,251 \text{ m/s}$ para a seção 1; $U_{\text{pico}} = 0,300 \text{ m/s}$ para a seção 2; e $U_{\text{pico}} = 0,307 \text{ m/s}$ para a seção 3.

As estimativas do coeficiente de dispersão longitudinal com o uso de equações empíricas e semi-empíricas utilizam os dados organizados na Tabela 5.75. De modo resumido, os resultados dos cálculos com as fórmulas práticas, juntamente com as determinações de E_L pelos métodos que utilizam dados de campo, são apresentados na Tabela 5.76.

5.5.11 Teste para E_L no Ribeirão de Caldas em 21/03/95

Para o teste no Ribeirão de Caldas em 21/03/95, cujo estudo completo foi descrito em maiores detalhes na seção 5.1.4.2, no cálculo do coeficiente de dispersão longitudinal utilizam-se parte dos mesmos dados de campo colhidos para o traçador fluorescente e que foram empregados na determinação do coeficiente de reaeração. Neste estudo a injeção da rodamina foi feita de forma instantânea e as amostragens se fizeram em três estações, segundo três pontos espaçados lateralmente em cada uma das estações.

Tabela 5.76 - Valores de E_L calculados segundo os métodos diretos e fórmulas práticas. Teste no Ribeirão de Caldas, em 30/08/94 (injeção contínua da rodamina por 31 min).

Método/Fórmula	E_L (m ² /s)		E_L (m ² /s)	
	Trecho 1-2		Trecho 2-3	
Método dos Momentos		5,74		13,25
<i>Routing Procedure</i>		5,08		5,02
Método de Chatwin	montante	0,83	montante	3,87
	jusante	3,87	jusante	5,44
	média	2,35	média	4,66
Elder (Eq. 2.102)	$\alpha=5,93$	0,057	$\alpha=5,93$	0,049
McQuivey & Keefer (Eq 2.129)		1,24		2,14
Fischer (Eq. 2.133)		9,54		9,97
Liu (Eq. 4.107)	$\beta_L=0,01482$	12,21	$\beta_L=0,01176$	11,26
Beltaos (Eq. 4.108)	$\beta_B=0,0085$	8,40	$\beta_B=0,0060$	6,20
Vargas & Mellado (Eq. 4.109)	$\beta_{VM}=0,00409$	3,37	$\beta_{VM}=0,04576$	4,38

Os resultados das análises das amostras da rodamina em função do tempo de sua coleta, para os três pontos de amostragem das respectivas estações, são mostrados na forma gráfica na Figura 5.77. Esta figura evidencia a falha no procedimento da amostragem do traçador fluorescente nas seções 2 e 3, o que não permitiu que fosse observada a chegada da frente da nuvem do traçador fluorescente. Este problema, decorrente da imprecisão nas previsões na fase de planejamento geral da amostragem, foi abordado na seção 5.1.4.2.

A não realização da amostragem completa do traçador fluorescente impossibilita a obtenção do coeficiente de dispersão longitudinal pelo método dos momentos. Contudo, uma tentativa ainda é feita para a obtenção de E_L pelo método do *routing*.

Antes de dar prosseguimento às análises, faz-se uma avaliação da qualidade da mistura do traçador quando é atingida a primeira estação de amostragem. Em princípio, pela comparação das áreas das curvas de resposta referidas a cada um dos três diferentes pontos de amostragem da seção 1, conforme dado na Figura 5.77, pode-se supor que a mistura completa foi praticamente atingida, considerando-se a razoável uniformidade das áreas.

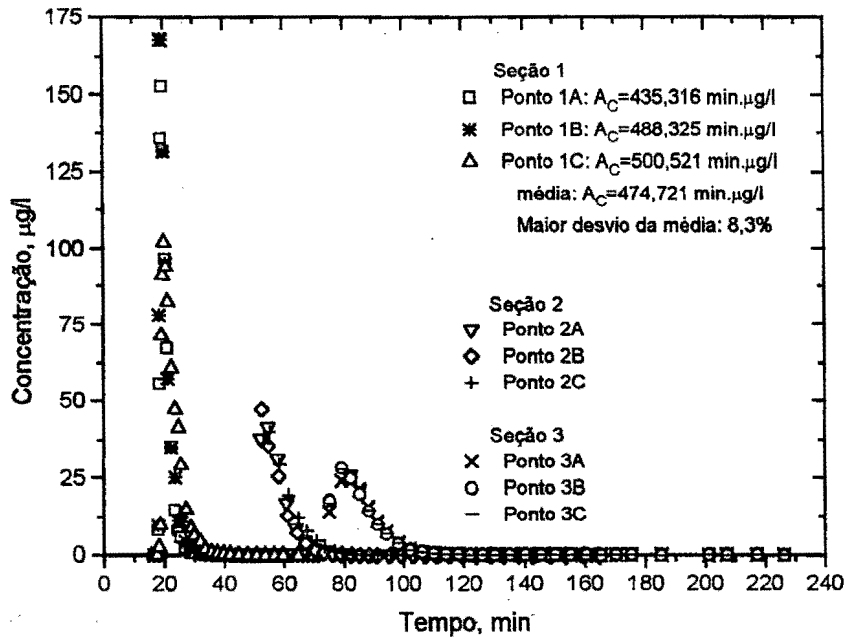


Figura 5.77 - Curvas de resposta referidas a cada uma das três linhas de corrente e para cada uma das três seções de amostragem. (Ribeirão de Caldas, teste em 21 de março de 1995 - injeção instantânea da rodamina).

Na Tabela 5.77, apenas para os dados da seção 1, são apresentados os resultados das integrações numéricas para os momentos de ordem zero e um das distribuições de concentração do traçador fluorescente, bem como o tempo médio da passagem da nuvem do traçador pela estação de amostragem. Em adição, a tabela contém ainda os tempos referidos à passagem do pico da nuvem do traçador pelas estações 1, 2 e 3. Os resultados são sempre referidos às amostras colhidas segundo a linha de corrente central do escoamento.

A Tabela 5.78 contém os dados das características médias dos dois trechos de teste. Em função da não definição completa da nuvem do traçador nas estações 2 e 3, que impossibilitou as determinações dos correspondentes tempos dos centróides, para os cálculos das velocidades médias foram considerados os tempos de ocorrência dos picos de concentração.

Tabela 5.77 - Características da curva de resposta do traçador para a primeira seção e amostragem e tempos da passagem do pico de concentração pelos postos 1, 2 e 3 de amostragem. Teste no Ribeirão de Caldas em 21/03/95, injeção instantânea da rodamina.

M_0 (Eq. 4.102) (min \times μ g/l)	M_1 (Eq. 4.103) (min ² \times μ g/l)	\bar{t} (Eq. 4.101) (min)	t_p (min)
seção 1 ($x_1 = 935$ m)			
488,325	10.092,892	20,668	19,26
seção 2 ($x_2 = 2.450$ m)			
-	-	-	52,50
seção 3 ($x_3 = 3.800$ m)			
-	-	-	79,06

Tabela 5.78 - Características médias dos trechos de teste. (Ribeirão de Caldas - 21/03/95).

U Vel. média (m/s)	Q Vazão (m ³ /s)	B Largura (m)	H Profundidade (min)	S declividade (m/m)	u_* (Eq. 2.61) (m/s)
<u>Trecho 1-2</u>					
0,760	3,0	10	0,395	0,00231	0,094
<u>Trecho 2-3</u>					
0,847	3,0	10	0,354	0,00143	0,070

Para o uso dos métodos de *routing* e gráfico deve-se satisfazer a condição de um tempo de mistura suficientemente grande para que o processo de transporte atinja a fase dispersiva. Em outras palavras, a primeira estação de amostragem deve se situar a uma distância suficientemente grande do ponto de injeção. Segundo Fischer, esta exigência pode ser colocada em termos da distância adimensional x' da Eq. (2.110), que deve ser superior a 0,4. Para o presente estudo, conforme definido na seção 2.4.5 e com os dados da Tabela 5.78, $x' = (x \cdot \varepsilon_t) / (U \cdot B^2) = 0,28$. Este resultado sugere que o traçador atingiu a primeira seção de amostragem ainda dentro da fase advectiva, o que compromete o cálculo de E_L com a utilização dos dados da seção 1.

A discussão da aplicabilidade do modelo dispersivo pode também ser feita pela comparação com os resultados apresentados por DAY (1975). Para isto, observando-se os resultados resumidos pela Figura 2.12 (seção 2.4.3.1) para a faixa de velocidade encontrada neste estudo, o comprimento requerido para a mistura

completa pode ser calculado através da Eq. (2.101). Por esta equação exige-se um afastamento mínimo de 339 metros entre o ponto de injeção e a primeira seção de amostragem, que é um comprimento bem inferior aos 935 metros reservados para a mistura.

O método do routing foi aplicado primeiramente para a obtenção do coeficiente de dispersão longitudinal do trecho compreendido entre as estações de amostragem 1 e 2. A integral da Eq. (2.124) foi realizada numericamente, com $U=45,578$ m/min, $\bar{t}_1=19,26$ min, $\bar{t}_2=52,50$ min e com os valores de $C(x_1, \tau)$ definidos em intervalos $\Delta\tau=0,25$ min pela curva de interpolação aos dados da seção 1. Para cada valor adotado para o coeficiente E_L , em intervalos $\Delta t=1,0$ min estimaram-se 145 valores $\hat{C}(x_2, t)$ para a concentração ao longo do tempo na seção 2. No total foram feitas nove tentativas, que produziram nove valores para o erro médio quadrado emq com relação a $C(x_2, t)$, sempre referido à parte da nuvem do traçador fluorescente efetivamente definida na estação 2. Do gráfico de emq versus E_L , como mostrado na Figura 5.78, obteve-se $E_L=7,69$ m²/s para o coeficiente de dispersão longitudinal que produz o menor emq.

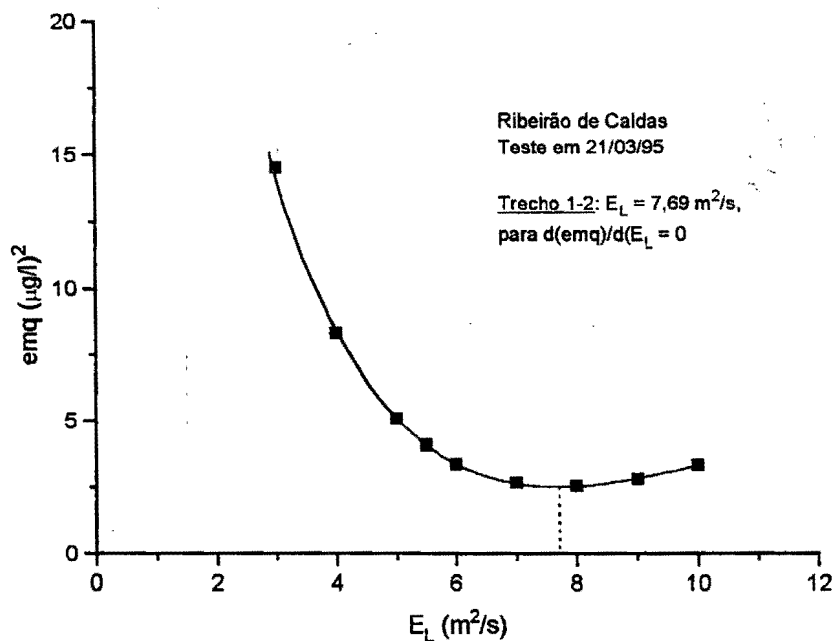


Figura 5.78 - Erro médio quadrado (emq) em função dos valores pesquisados de E_L pelo método do routing. (Ribeirão de Caldas, trecho 1-2, teste em 21 de março de 1995).

Para visualização, na Figura 5.79 encontram-se representadas as concentrações medidas na seção 1 e as concentrações medidas e estimadas pelo método do *routing* para a seção 2. Nesta figura, os valores estimados são aqueles obtidos da integral de convolução pela utilização do coeficiente de dispersão E_L que produziu o "melhor ajuste".

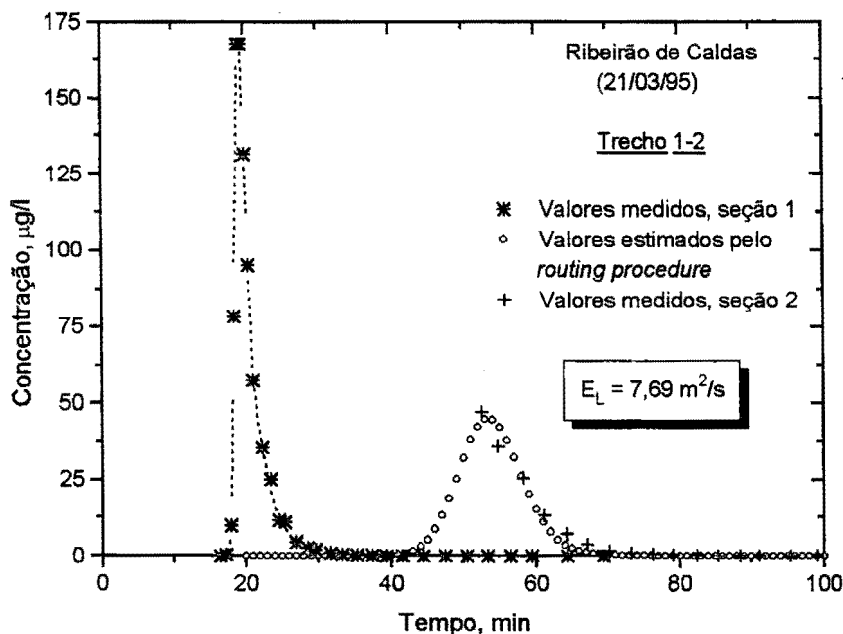


Figura 5.79 - Valores medidos das concentrações nas estações de montante e jusante e concentrações estimadas pelo método do *routing*. (Ribeirão de Caldas, teste em 21 de março de 1995 - Trecho 1-2 - injeção instantânea da rodamina).

Para a aplicação do método do *routing* para o trecho 2-3 se requer o conhecimento de toda a distribuição $C(x_2, \tau)$ na seção de montante deste trecho. Esta distribuição completa não pôde ser conhecida apenas com base nos valores medidos de C e t , em decorrência da falha nos procedimentos de amostragem. Contudo, com a distribuição de C - t para a estação 1 e com o valor de $E_L = 7,69 \text{ m}^2/\text{s}$ para o trecho 1-2 simularam-se os valores de $C(x_2, \tau)$ para o intervalo em que há ausência dos valores medidos. Com a distribuição $C(x_2, \tau)$ completada, a Eq. (2.124) foi resolvida numericamente com 14 diferentes valores de E_L , adotando-se $U = 50,828 \text{ m}/\text{min}$, $\bar{t}_2 = 52,50 \text{ min}$, $\bar{t}_3 = 79,06 \text{ min}$. Em intervalos $\Delta t = 1,0 \text{ min}$, para cada valor tentativa de E_L estimaram-se 187 valores $\hat{C}(x_3, t)$ para a concentração ao longo do tempo na seção

3. Com os erros erro emq lançados em um gráfico em função de E_L , como mostrado na Figura 5.80, obteve-se no ponto correspondente a emq mínimo, $E_L = 42,24 \text{ m}^2/\text{s}$.

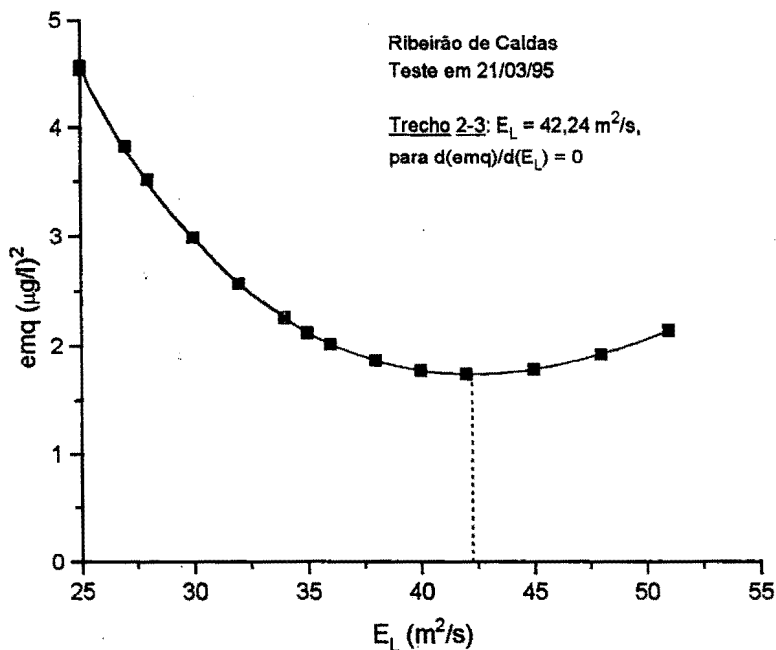


Figura 5.80 - Erro médio quadrado (emq) em função dos valores pesquisados de E_L pelo método do routing. (Ribeirão de Caldas, trecho 2-3, teste em 21 de março de 1995).

No gráfico da Figura 5.81 encontram-se lançadas as concentrações medidas na seção 2, com as falhas completadas pelas simulações, juntamente com as concentrações medidas e estimadas pelo método do *routing* para a seção 3. A curva de resposta estimada na seção 3, que se mostra no gráfico, foi gerada com o valor do coeficiente de dispersão longitudinal que produziu o menor valor do erro emq.

O método de Chatwin foi aplicado apenas aos dados das seções 1 e 3. Em termos da variável transformada de Chatwin, as linhas de regressão de melhor ajuste pelo método dos mínimos quadrados são mostradas na Figura 5.83, juntamente com a base de dados que as geraram. Para cada seção, o valor de E_L é encontrado identificando-se a equação obtida da análise de regressão com o modelo representado pela Eq. (2.127), ou seja:

- para a seção 1:

$$\frac{x_1}{2\sqrt{E_L}} = 87,5398 \rightarrow E_L = 28,520 \text{ m}^2/\text{min} = 0,48 \text{ m}^2/\text{s},$$

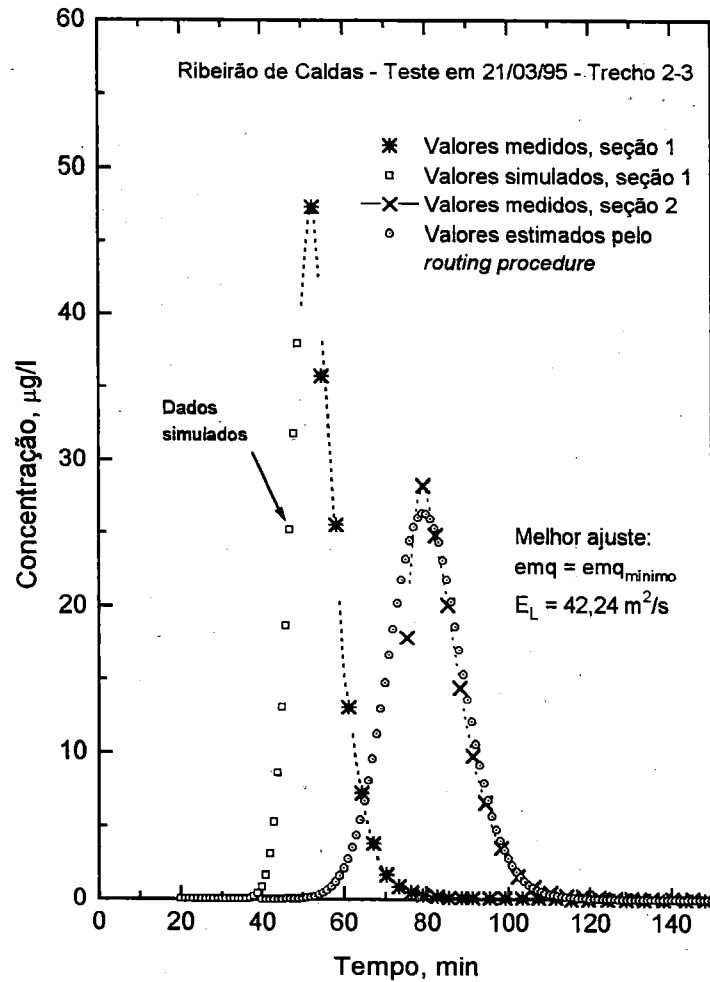


Figura 5.81 - Valores medidos das concentrações nas estações de amostragem 2 e 3 e concentrações estimadas pelo método do *routing*. (Ribeirão de Caldas, teste em 21 de março de 1995 - Trecho 2-3).

$$\frac{U}{2\sqrt{E_L}} = 4,5023 \rightarrow U = 48,088 \text{ m/min} = 0,801 \text{ m/s.}$$

- para a seção 3:

$$\frac{x_1}{2\sqrt{E_L}} = 103,6994 \rightarrow E_L = 335,703 \text{ m}^2/\text{min} = 5,60 \text{ m}^2/\text{s},$$

$$\frac{U}{2\sqrt{E_L}} = 1,3012 \rightarrow U = 47,691 \text{ m/min} = 0,794 \text{ m/s.}$$

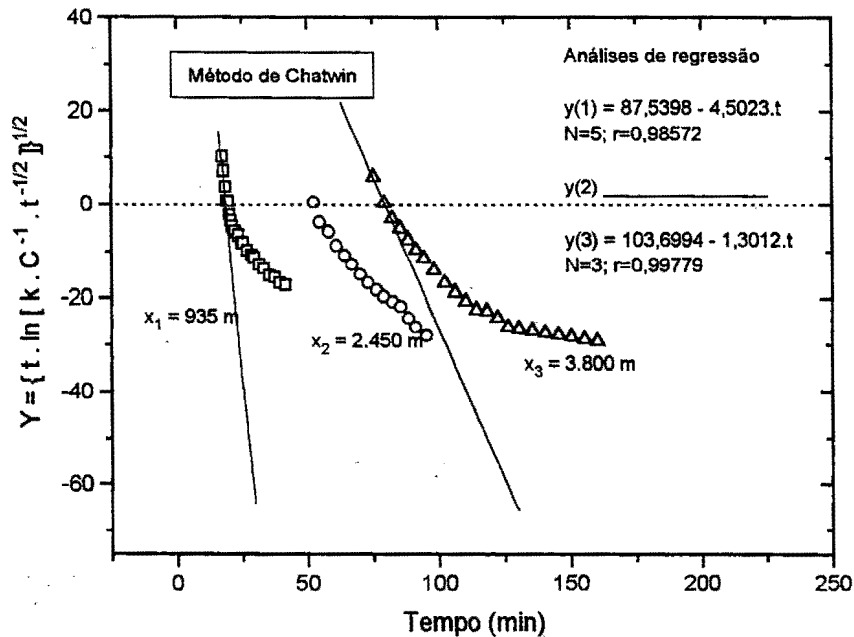


Figura 5.82 - Valores das concentrações medidas, segundo as coordenadas de Chatwin, e linhas de melhor ajuste conforme a Eq. (2.127). Dados referidos ao teste no Ribeirão de Caldas, em 21 de março de 1995 (injeção instantânea da rodamina).

O coeficiente de dispersão calculado pelo método de Chatwin para a seção 1 é tão somente 9% do valor obtido para a seção 3. Isto seria consequência da proximidade da primeira seção do ponto de injeção, de modo que não teria havido tempo suficiente para que o processo de transporte se desenvolvesse e atingisse a fase dispersiva.

Ainda com relação aos resultados do método de Chatwin, outro aspecto a ser observado diz respeito às velocidades médias. Existe muito boa concordância entre os valores obtidos pelo método de Chatwin e aqueles determinados com base no tempo de viagem do pico da nuvem: para a primeira seção de amostragem, $U_{\text{pico}} = 0,809 \text{ m/s}$; para a estação 3, $U_{\text{pico}} = 0,801 \text{ m/s}$.

Finalmente, para as estimativas do coeficiente de dispersão longitudinal com o uso das equações empíricas e semi-empíricas são necessários os dados fornecidos pela Tabela 5.78. De modo resumido, os resultados dos cálculos com as fórmulas práticas, juntamente com as determinações de E_L pelos métodos que utilizam dados de campo, são apresentados na Tabela 5.79.

Tabela 5.79 - Valores de E_L calculados segundo os métodos diretos e fórmulas práticas. Teste no Ribeirão de Caldas, em 21/03/95 (injeção instantânea da rodamina).

Método/Fórmula	E_L (m ² /s)		E_L (m ² /s)	
	Trecho 1-2		Trecho 2-3	
Método dos Momentos		-		-
<i>Routing Procedure</i>		7,69		42,24
Método de Chatwin	montante	0,48	montante	-
	jusante	-	jusante	5,60
	média	-	média	-
Elder (Eq. 2.102)	$\alpha=5,93$	0,22	$\alpha=5,93$	0,15
McQuivey & Keefer (Eq 2.129)		7,53		12,17
Fischer (Eq. 2.133)		17,33		31,85
Liu (Eq. 4.107)	$\beta_L=0,00783$	12,64	$\beta_L=0,00428$	12,40
Beltaos (Eq. 4.108)	$\beta_B=0,004$	7,18	$\beta_B=0,0021$	6,93
Vargas & Mellado (Eq. 4.109)	$\beta_{VM}=0,0179$	28,89	$\beta_{VM}=0,01499$	43,44

5.5.12 Teste para E_L no Ribeirão de Caldas em 27/06/95

O teste realizado no Ribeirão de Caldas em 27/06/95, voltado tanto para a determinação de K_2 , quanto de E_L , foi descrito em maiores detalhes na seção 5.1.4.3. Resumidamente, a injeção do traçador fluorescente foi feita de forma instantânea, com o derramamento da solução de rodamina no eixo do curso d'água. Fez-se a divisão em dois trechos de teste de características físicas de sinuosidade e declividade diferentes, o que exigiu que a amostragem fosse realizada em três estações. Os trechos de teste são aqueles mesmos que foram mostrados na Figura 5.15 da seção 5.1.4.

Os resultados das análises das amostras da rodamina em função do tempo de sua coleta, para os três pontos de amostragem em cada uma das respectivas estações, são mostrados na forma gráfica na Figura 5.83. A comparação das áreas das curvas de resposta, referidas a cada um destes pontos, pode ser utilizada como um indicador da qualidade da mistura do traçador. Nota-se, pela comparação das áreas, ou por uma simples inspeção visual, que a qualidade da mistura melhora com o aumento do afastamento da seção de injeção. Nota-se, também, que um comportamento *gaussiano* da nuvem nunca é atingido.

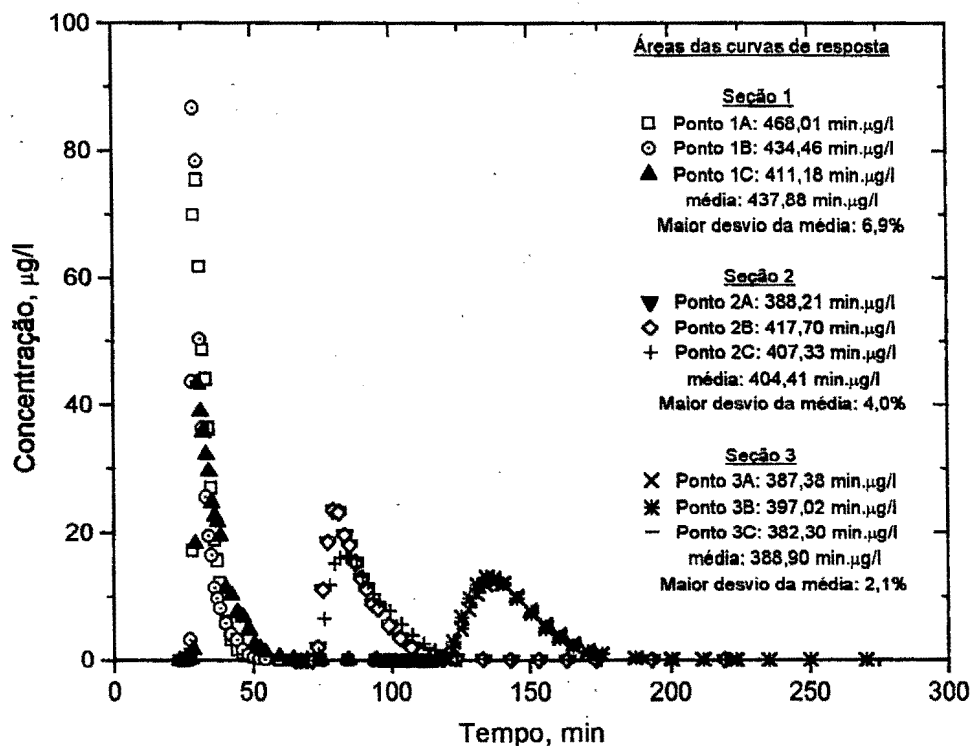


Figura 5.83 - Curvas de resposta referidas a cada uma das três linhas de corrente e para cada uma das três seções de amostragem. (Ribeirão de Caldas, teste em 26 de junho de 1995 - injeção instantânea da rodamina).

Para o cálculo do coeficiente de dispersão longitudinal, na Tabela 5.80 são apresentados os resultados das integrações numéricas para os momentos de ordem zero, um e dois das distribuições de concentração do traçador fluorescente, complementados pelos cálculos da variâncias e dos tempos médios da passagem da nuvem do traçador pelas estações de amostragem. Estes valores são sempre referidos às amostras colhidas segundo a linha de corrente central do escoamento. Em adição, a Tabela 5.81 contém os dados das características médias dos dois trechos de teste.

Para o cálculo de E_L com o uso dos métodos dos momentos, *routing* e gráfico há a exigência de que a primeira estação de amostragem se situe a uma distância suficientemente grande do ponto de injeção. Segundo Fischer, esta exigência pode ser colocada em termos da distância adimensional x' da Eq. (2.110) superior a 0,4, conforme definido na seção 2.4.5. Para o presente estudo e com os dados da Tabela 5.81, $x' = (x \cdot \varepsilon_t) / (U \cdot B^2) = 0,14$, um resultado muito baixo que sugere que o traçador atinge a primeira seção de amostragem ainda dentro da fase advectiva.

Tabela 5.80 - Momentos, variância da distribuição temporal de concentração e tempo médio da passagem da nuvem do traçador pelas estações de amostragem - Teste no Ribeirão de Caldas em 27/06/95, injeção instantânea da rodamina.

M_0 (Eq. 4.102) (min \times μ g/l)	M_1 (Eq. 4.103) (min 2 \times μ g/l)	M_2 Eq. (4.104) (min 3 \times μ g/l)	\bar{t} (Eq. 4.101) (min)	σ_t^2 (Eq. 4.100) (min 2)
seção 1 ($x_1 = 935$ m)				
434,465	14.139,822	478.639,041	32,545	42,474
seção 2 ($x_2 = 2.450$ m)				
417,730	36.707,580	3.296.990,900	87,874	170,807
seção 3 ($x_3 = 3.800$ m)				
396,720	57.571,760	8.511.604,480	145,119	395,308

Tabela 5.81 - Características médias dos trechos de teste. (Ribeirão de Caldas - 27/06/95).

U (Eq. 4.99) (m/s)	Q Vazão (m 3 /s)	B Largura (m)	H Profundidade (m)	S declividade (m/m)	u_* (Eq. 2.61) (m/s)
Trecho 1-2					
0,456	0,80	10	0,18	0,00231	0,065
Trecho 2-3					
0,393	0,84	10	0,214	0,00143	0,055

A discussão da aplicabilidade do modelo dispersivo poderia, ainda, ser feita através de uma comparação com os resultados apresentados por DAY (1975), que encontram-se resumidos na Figura 2.12 da seção 2.4.3.1. Considerando-se a faixa de velocidade encontrada no presente estudo, os resultados de Day sugerem que o comprimento requerido para a mistura completa poderia ser calculado através da Eq. (2.101). Por esta equação obtém-se, para o afastamento entre o ponto de injeção e a primeira seção de amostragem, um comprimento requerido de 650 metros, que é inferior ao comprimento efetivamente adotado de 935 metros.

O cálculo de E_L pelo método dos momentos é feito diretamente com a Eq. (2.116), utilizando-se os dados das Tabelas 5.80 e 5.81. Separando-se os resultados por trechos tem-se que

$$\text{- para o trecho 1-2: } E_L = \frac{U_{1-2}^2}{2} \cdot \frac{\sigma_{t_2}^2 - \sigma_{t_1}^2}{t_2 - t_1} = 14,49 \text{ m}^2/\text{s};$$

$$\text{- para o trecho 2-3: } E_L = \frac{U_{2-3}^2}{2} \cdot \frac{\sigma_{t_3}^2 - \sigma_{t_2}^2}{t_3 - t_2} = 18,18 \text{ m}^2/\text{s}.$$

Os cálculos com os outros dois métodos também levam em conta os resultados para os dois trechos distintamente. Pelo método do *routing*, para o primeiro trecho, a tentativa inicial é feita utilizando-se o valor de $E_L = 14,49 \text{ m}^2/\text{s}$ obtido com o método dos momentos. Para a solução numérica da integral de convolução da Eq. (2.124), nos cálculos são adotados $U = 27,382 \text{ m/min}$, $\bar{t}_1 = 32,545 \text{ min}$, $\bar{t}_2 = 87,874 \text{ min}$ e os valores da distribuição $C(x_1, \tau)$ tomados da curva de resposta interpolada relativa à seção 1, definidos em intervalos de tempo $\Delta\tau = 0,5 \text{ min}$. Para a seção 2, no método estimaram-se, ao longo do tempo, 161 valores $\hat{C}(x_2, t)$ definidos em intervalos $\Delta t = 1,0 \text{ min}$, cujo emq com relação a $C(x_2, t)$ foi de $7,010 (\mu\text{g/l})^2$. Em novas tentativas e com procedimentos semelhantes, oito outros valores de E_L foram empregados nas integrações da Eq. (2.124). Para cada valor tentativa de E_L produziu-se um valor para o erro médio quadrado emq. O coeficiente de dispersão longitudinal que produziu o menor emq foi $E_L = 8,00 \text{ m}^2/\text{s}$, encontrado de um gráfico de emq versus E_L , como mostrado na Figura 5.84. Este resultado equivale a aproximadamente 55% daquele obtido pelo método dos momentos.

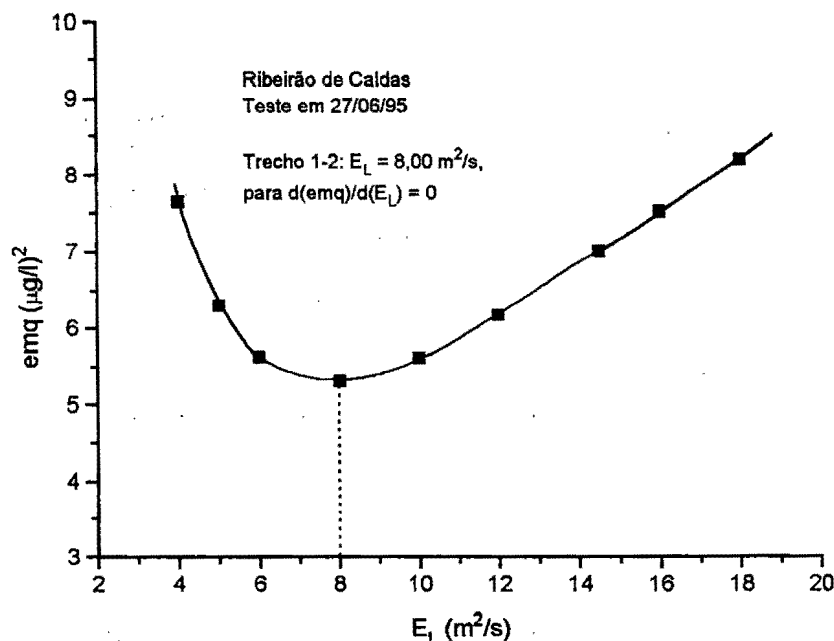


Figura 5.84 - Erro médio quadrado (emq) em função dos valores pesquisados de E_L pelo método do *routing*. (Ribeirão de Caldas, trecho 1-2, teste em 27 de junho de 1995).

Na Figura 5.85, em dois gráficos, são representadas as concentrações medidas nas estações 1 e 2, juntamente com a distribuição $\hat{C}(x_2, t)$ estimada pelo

método do *routing* para a seção de jusante. Para estas representações, foram escolhidos os resultados dos cálculos de $\hat{C}(x_2, t)$ que utilizam $E_L = 14,49 \text{ m}^2/\text{s}$, conforme obtido pelo método dos momentos (figura inferior), e $E_L = 8,00 \text{ m}^2/\text{s}$, que produz o melhor ajuste (figura superior). Conforme realçado nas figuras, a assimetria da curva de concentração-tempo, que ainda persiste na seção 2 de amostragem, não permite que se obtenha um ajuste de qualidade superior, principalmente na região próxima do pico de concentração.

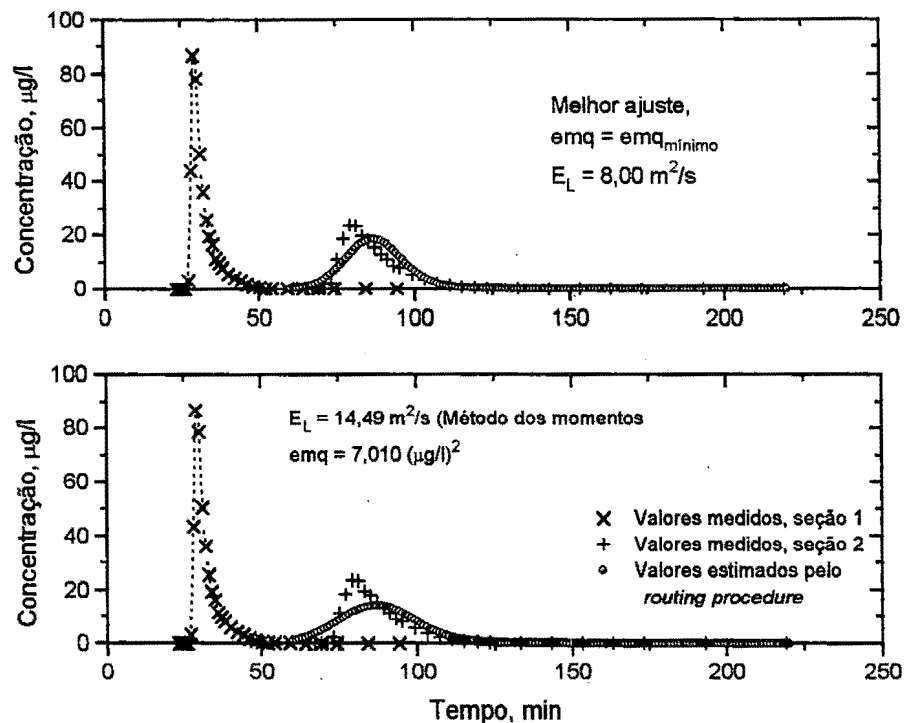


Figura 5.85 - Valores medidos das concentrações nas estações de montante e jusante e concentrações estimadas pelo método do *routing*. (Ribeirão de Caldas, teste em 27 de junho de 1995 - Trecho 1-2).

Os resultados acima lançam dúvidas quanto a utilização de curvas de resposta de características fortemente assimétricas na obtenção do coeficiente de dispersão longitudinal. As assimetrias destas curvas acentuam as diferenças nos resultados encontrados com os métodos dos momentos e *routing*. Tentativas de melhorar o ajuste na região em torno do pico de concentração aumentam o valor de emq, ao mesmo tempo em que afastam mais o E_L daquele obtido com o método dos momentos. Como ilustração, na Figura 5.86 são apresentadas várias destas tentativas.

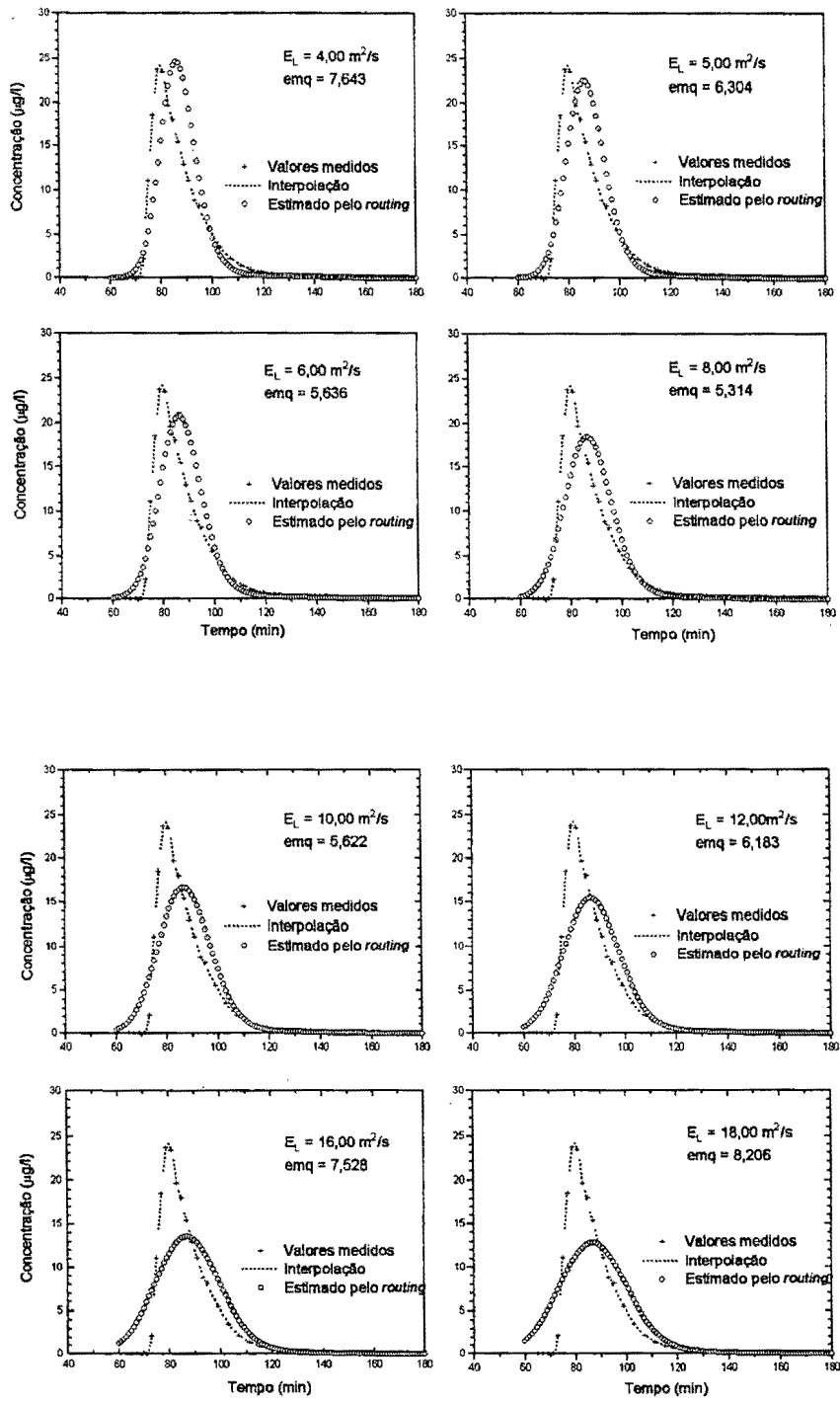


Figura 5.86 - Valores medidos das concentrações na estação 2 e concentrações estimadas pelo método do routing com diferentes valores de E_L . (Ribeirão de Caldas, teste em 27 de junho de 1995 - Trecho 1-2).

Para o segundo trecho de teste no Ribeirão de Caldas, ainda pelo método do *routing*, empregou-se, numa primeira tentativa, $E_L = 18,18 \text{ m}^2/\text{s}$, que é o valor encontrado com o método dos momentos. Na solução numérica da Eq. (2.124) adotaram-se $U = 23,583 \text{ m/min}$, $\bar{t}_2 = 87,874 \text{ min}$, $\bar{t}_3 = 145,119 \text{ min}$ e os valores de $C(x_2, \tau)$, tomados da curva de resposta interpolada e definidos em intervalos $\Delta\tau = 1,0 \text{ min}$. Em intervalos de tempo $\Delta t = 2,0 \text{ min}$, estimaram-se 89 valores $\hat{C}(x_3, t)$ para a concentração na seção 3. Com o valor de E_L do método dos momentos o erro encontrado com relação aos valores medidos $C(x_3, t)$ foi $\text{emq} = 2,237 (\mu\text{g/l})^2$. De modo semelhante, em treze novas tentativas com outros valores de E_L produziram-se novas distribuições $\hat{C}(x_3, t)$, que geraram diferentes valores para o erro médio quadrado emq . Do gráfico de emq versus E_L , mostrado na Figura 5.87, obteve-se, no ponto correspondente a emq mínimo, $E_L = 7,28 \text{ m}^2/\text{s}$. Nota-se que este resultado é muito diferente daquele encontrado com o método dos momentos (apenas 40% daquele valor), mas está muito próximo daquele obtido pelo método do *routing* para o trecho 1-2.

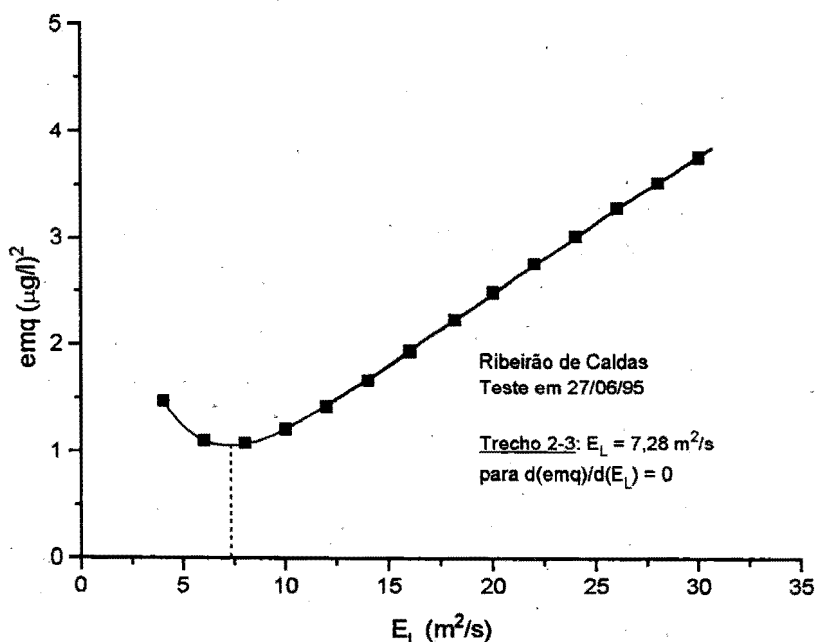


Figura 5.87 - Erro médio quadrado (emq) em função dos valores pesquisados de E_L pelo método do *routing*. (Ribeirão de Caldas, trecho 2-3, teste em 27 de junho de 1995).

Para visualização, na Figura 5.88 encontram-se representadas as concentrações medidas na seção 2, juntamente com as concentrações medidas e

estimadas pelo método do *routing* para a seção 3. A curva de resposta estimada, que se mostra no gráfico, foi obtida utilizando-se o valor do coeficiente de dispersão longitudinal conforme o método dos momentos. Alguns resultados de outras tentativas são apresentados no gráfico da Figura 5.89, e servem para ilustrar a evolução do comportamento estimado da curva de resposta quando se faz a variação do coeficiente E_L na solução da integral da Eq. (2.124).

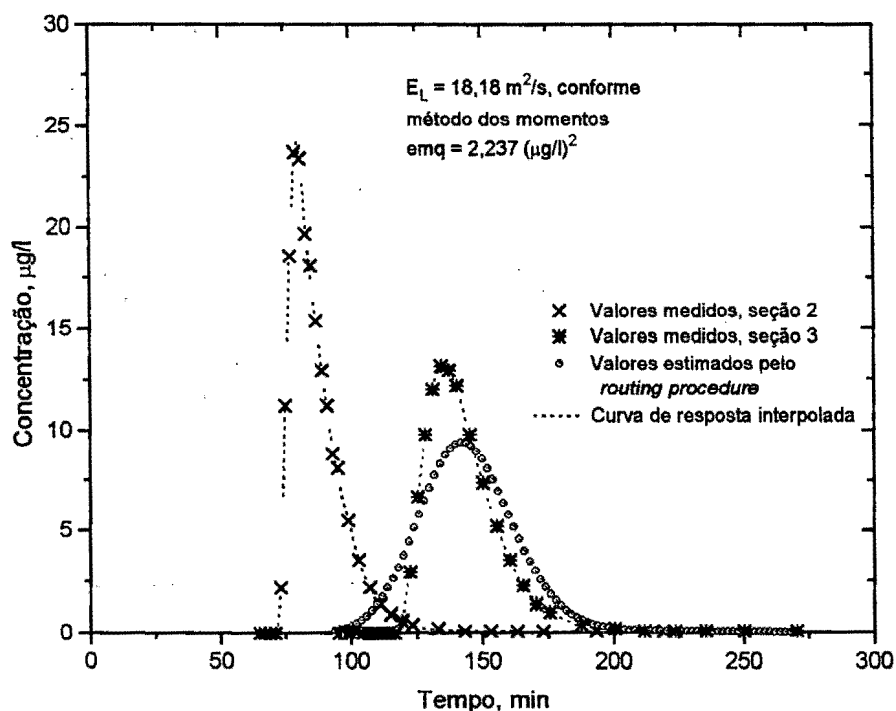


Figura 5.88 - Valores medidos das concentrações nas estações de amostragem 2 e 3 e concentrações estimadas pelo método do *routing*. (Ribeirão de Caldas, teste em 27 de junho de 1995 - Trecho 2-3).

Pelo método de Chatwin, para cada uma das três seções de amostragem, e sempre considerando apenas os dados referidos aos tempos inferiores aos dos respectivos picos de concentração, foram encontradas as linhas de regressão de melhor ajuste pelo método dos mínimos quadrados. Os resultados, em termos da variável transformada de Chatwin, encontram-se lançados no gráfico da Figura 5.90.

Identificando-se a equação obtida da análise de regressão com o modelo representado pela Eq. (2.127), tem-se:

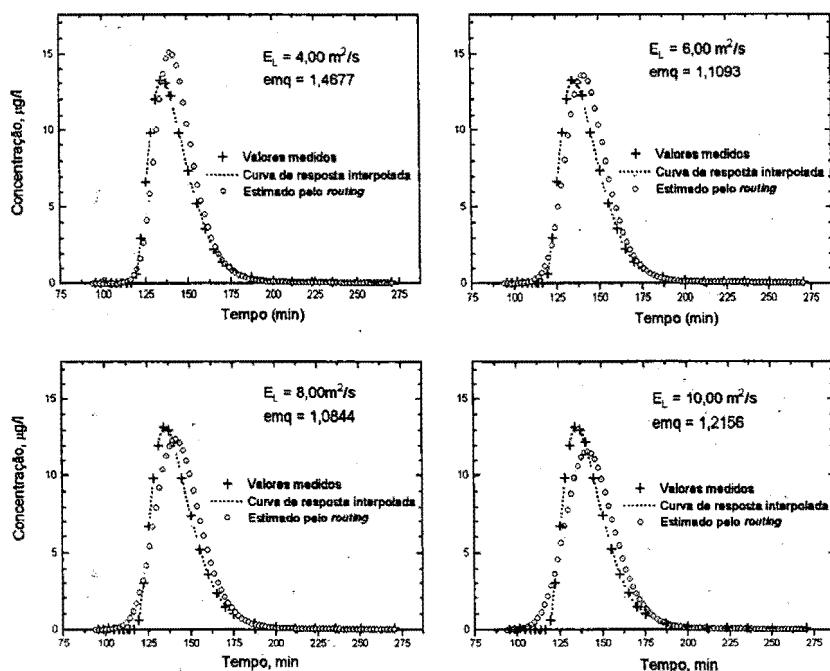


Figura 5.89 - Valores medidos das concentrações na estação 3 e concentrações estimadas pelo método do routing com diferentes valores de E_L . (Ribeirão de Caldas, teste em 27 de junho de 1995 - Trecho 2-3).

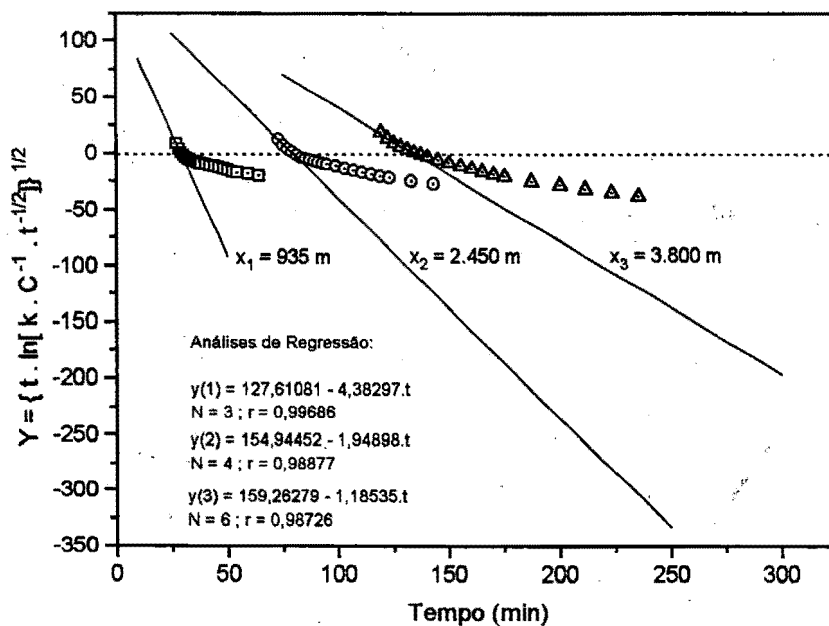


Figura 5.90 - Valores das concentrações medidas nas estações de amostragem 1, 2 e 3, segundo as coordenadas de Chatwin, e linhas de melhor ajuste conforme a Eq. (2.127). Dados referidos ao teste no Ribeirão de Caldas, em 27 de junho de 1995 (injeção instantânea do traçador).

- para a estação 1:

$$\frac{x_1}{2\sqrt{E_L}} = 127,6108 \rightarrow E_L = 13,421 \text{ m}^2/\text{min} = 0,22 \text{ m}^2/\text{s},$$

$$\frac{U}{2\sqrt{E_L}} = 4,3830 \rightarrow U = 32,114 \text{ m}/\text{min} = 0,535 \text{ m/s}.$$

- para a estação 2:

$$\frac{x_2}{2\sqrt{E_L}} = 154,9445 \rightarrow E_L = 62,506 \text{ m}^2/\text{min} = 1,04 \text{ m}^2/\text{s},$$

$$\frac{U}{2\sqrt{E_L}} = 1,9490 \rightarrow U = 30,818 \text{ m}/\text{min} = 0,514 \text{ m/s}.$$

- para a estação 3:

$$\frac{x_3}{2\sqrt{E_L}} = 159,2628 \rightarrow E_L = 142,324 \text{ m}^2/\text{min} = 2,37 \text{ m}^2/\text{s},$$

$$\frac{U}{2\sqrt{E_L}} = 1,18535 \rightarrow U = 28,282 \text{ m}/\text{min} = 0,471 \text{ m/s}.$$

De acordo com os resultados acima, os coeficientes de dispersão calculados pelo método de Chatwin apresentam valores crescentes com o afastamento da seção do ponto de injeção. Isto deve ser visto como consequência da aplicação do modelo *gaussiano* às curvas de resposta com comportamento assimétrico. Esta assimetria é tanto mais pronunciada quanto maior a proximidade da seção de amostragem do ponto de injeção.

Com relação aos resultados das velocidades médias obtidas do método de Chatwin, nota-se que existe muito boa concordância com os valores determinados com base no tempo de viagem do pico da nuvem: para a primeira seção de amostragem, $U_{\text{pico}} = 0,534 \text{ m/s}$; para a estação 2, $U_{\text{pico}} = 0,510 \text{ m/s}$; e para a estação 3, $U_{\text{pico}} = 0,466 \text{ m/s}$.

Para as estimativas do coeficiente de dispersão longitudinal com o uso de equações empíricas e semi-empíricas utilizam-se os dados organizados na Tabela 5.81. De modo resumido, os resultados dos cálculos com as fórmulas práticas, juntamente com as determinações de E_L pelos métodos descritos que utilizam os dados de campo, são apresentados na Tabela 5.82.

Tabela 5.82 - Valores de E_L calculados segundo os métodos diretos e fórmulas práticas. Teste no Ribeirão de Caldas, em 27/06/95 (injeção instantânea da rodamina).

Método/Fórmula	Coeficiente de Dispersão, E_L (m ² /s)			
	Trecho 1-2		Trecho 2-3	
Método dos Momentos		14,49		18,18
<i>Routing Procedure</i>		8,00		7,28
Método de Chatwin	montante	0,22	montante	1,04
	jusante	1,04	jusante	2,37
	média	0,63	média	1,71
Elder (Eq. 2.102)	$\alpha=5,93$	0,069	$\alpha=5,93$	0,070
McQuivey & Keefer (Eq 2.129)		2,01		3,41
Fischer (Eq. 2.133)		19,55		14,49
Liu (Eq. 4.107)	$\beta_L=0,00969$	16,35	$\beta_L=0,00937$	12,31
Beltaos (Eq. 4.108)	$\beta_B=0,00500$	10,13	$\beta_B=0,00500$	7,51
Vargas & Mellado (Eq. 4.109)	$\beta_{VM}=0,00427$	7,21	$\beta_{VM}=0,00589$	7,74

5.5.13 Resumo e Conclusões Relativas aos Resultados para o Coeficiente de Dispersão Longitudinal

Um resumo do conjunto de resultados do coeficiente de dispersão longitudinal, obtidos em estudos de campo, é apresentado na Tabela 5.83. Nesta tabela os resultados são divididos em dois grupos, de modo a distinguir os testes em que o lançamento do traçador foi instantâneo daqueles casos em que a injeção se fez de forma contínua e por um determinado intervalo de tempo. Com isso permite-se que, numa análise pormenorizada dos resultados, seja possível levar em conta o fato de que duas das metodologias adotadas, o método dos momentos e o método gráfico de Chatwin, aplicar-se-iam, à rigor, apenas quando as respostas nas seções de jusante são descritas pelo modelo matemático da Eq. (2.84). Conforme visto no capítulo 2, a Eq. (2.84) é a solução da equação da advecção-difusão (Eq. 2.83) que, entre outras considerações, pressupõe a injeção instantânea do traçador. Complementarmente, a Tabela 5.83 inclui, ainda, para cada teste, as previsões das diferentes fórmulas práticas adotadas nos correspondentes estudos.

Tabela 5.83 - Resultados dos testes de campo para o coeficiente de dispersão longitudinal, obtidos pelos métodos diretos, e cálculos com fórmulas práticas.

Teste nº Rio/Ribeirão	Coeficiente de dispersão longitudinal, E_L (m ² /s)										
	Método					Fórmula Prática					
	Routing	Momentos	Chatwin			Elder	McQuivey & Keefer	Fischer	Liu	Beltaos	Vargas & Mellado
			seção 1	seção 2	seção 3						
Injeção contínua do traçador											
2 - Laranja Azeda (9/11/93)	1,30	2,37	1,17	1,19	---	0,45	3,72	0,18	0,89	0,76	3,71
3 - Laranja Azeda (26/4/94)	2,42	2,99	0,84	0,93	---	0,47	3,83	0,18	0,88	0,74	3,76
1 - Feijão (22/10/93)	5,05	4,48	6,90	5,07	---	0,43	3,96	3,93	9,17	5,29	10,83
7 - Caldas-trecho 1-2 (30/8/94)	5,08	5,74	0,83	3,87	---	0,057	1,24	9,54	12,21	8,40	3,37
8 - Caldas-trecho 2-3 (30/8/94)	5,02	13,25	---	3,87	5,44	0,049	2,14	9,97	11,26	6,20	4,38
Injeção instantânea do traçador											
5 - Laranja Azeda (21/6/94)	1,10	3,77	1,30	0,68	---	0,35	2,82	0,20	0,97	0,82	2,84
10 - Laranja Azeda (6/3/95)	2,01	3,62	0,55	0,92	---	0,70	5,84	0,21	0,98	0,85	5,73
4 - Feijão (16/5/94)	4,22	5,48	1,57	2,41	---	0,46	4,20	3,84	9,06	5,17	11,42
13 - Feijão (11/4/95)	6,09	6,75	3,16	3,04	---	0,61	5,86	4,66	10,38	6,28	16,63
6 - Jacaré-Guaçu (17/8/94)	6,00	6,13	0,81	3,23	---	0,66	65,25	6,69	9,69	5,89	30,83
9 - Jacaré-Guaçu (20/9/94)	5,64	5,65	0,29	2,16	---	0,50	52,20	8,42	11,03	7,42	27,10
11 - Caldas-trecho 1-2 (21/3/95)	7,69	---	0,48	---	---	0,22	7,53	17,33	12,64	7,18	28,89
12 - Caldas-trecho 2-3 (21/3/95)	42,24 ⁽¹⁾	---	---	---	5,60	0,15	12,17	31,85	12,40	6,93	43,44
14 - Caldas-trecho 1-2 (27/6/95)	8,00	14,49	0,22	1,04	---	0,069	2,01	19,55	16,35	10,13	7,21
15 - Caldas-trecho 2-3 (27/6/95)	7,28	18,18	---	1,04	2,37	0,070	3,41	14,49	12,31	7,51	7,74

---* Não determinado devido a falha no procedimento de amostragem.

⁽¹⁾ Teste com dados de concentração simulados para permitir o cálculo de E_L pelo routing.

Na Tabela 5.84, construída com os dados da Tabela 5.83, estão contidos os resultados em termos do erro percentual relativo, calculado tomando-se como referência o valor de E_L obtido pelo método do *routing*. Nesta escolha considerou-se a superioridade do método do *routing* em relação aos demais, conforme reconhecido por Fischer, bem como a possibilidade de uma comparação adequada das fórmulas práticas para todos os estudos realizados, uma vez que o método do *routing* independe da forma adotada para a injeção do traçador.

Para uma comparação dos resultados gerados pelos métodos de determinação direta do coeficiente de dispersão longitudinal, construiu-se o gráfico da Figura 5.91. Nesta figura, no eixo das abscissas encontram-se representados os números que são referências para cada teste, com ordenação crescente de acordo com a cronologia dos estudos e com uma correspondência direta com os testes estabelecida conforme a primeira coluna da Tabela 5.83.

Com base no gráfico da Figura 5.91, e também de acordo com a Tabela 5.84, nota-se que existe uma tendência do método dos momentos para produzir valores de E_L superiores aos obtidos com o método do *routing*; de modo inverso, nota-se, ainda, que os resultados encontrados pelo método gráfico de Chatwin estão, quase sempre, aquém daqueles medidos pelo *routing*. Numa extensão, se se comparam apenas os resultados produzidos pelo método gráfico, constata-se que há uma tendência de aproximação aos resultados do *routing* quando as comparações são feitas com os valores relativos às seções mais distantes do ponto de injeção do traçador. Isto sugere que nos testes, de maneira geral, teriam sido estabelecidas distâncias relativamente curtas entre o ponto de injeção e a primeira estação de amostragem, quando então o tempo de mistura não teria sido suficientemente grande para que o processo de transporte se desenvolvesse e atingisse a fase dispersiva.

Nos estudos de campo, excetuados os 4 testes no Ribeirão da Laranja Azeda, não se observou o limite da distância (ou tempo) requerida para a mistura, definida pela relação adimensional $x' > 0,4$ da Eq. (2.110). Em consequência, o comprimento de mistura teria sido insuficiente para permitir uma aproximação à forma *gaussiana* da curva de resposta do traçador na primeira seção de amostragem, afetando sobremaneira as determinações pelo método de Chatwin. Alguns resultados de estudos presentes na literatura apontaram para a necessidade de se permitir um tempo ou distância maior, determinado pela relação $x' > 1$, para garantir uma aproximação mais adequada à forma *gaussiana* da curva de resposta.

Tabela 5.84 - Comparação dos resultados dos testes de campo e dos cálculos de E_L com fórmulas práticas.

Teste Rio/Ribeirão	Método do Routing E_L (m ² /s)	Erro percentual relativo: $(E_L - E_{L_{routing}}) / E_{L_{routing}} \times 100\%$									
		Método				Fórmula Prática					
		Momentos	Chatwin			Elder	McQuivey & Keefer	Fischer	Liu	Beltaos	Vargas & Mellado
		seção 1	seção 2	seção 3							
Injeção contínua do traçador											
2 - Laranja Azeda (9/11/93)	1,30	82,9	-10,0	-8,5	---	-65,4	187,1	-85,8	-31,2	-41,5	186,1
3 - Laranja Azeda (26/4/94)	2,42	23,4	-65,3	-61,6	---	-80,7	58,0	-92,7	-63,8	-69,4	54,9
1 - Feijão (22/10/93)	5,05	-11,3	36,6	0,4	---	-91,5	-21,6	-22,2	81,6	4,8	114,5
7 - Caldas-trecho 1-2 (30/8/94)	5,08	13,0	-83,7	-23,8	---	-98,9	-75,6	87,8	140,4	65,4	-33,7
8 - Caldas-trecho 2-3 (30/8/94)	5,02	163,9	---	-22,9	8,4	-99,0	-57,4	98,6	124,3	23,5	-12,7
Injeção instantânea do traçador											
5 - Laranja Azeda (21/6/94)	1,10	242,7	18,2	-38,2	---	-68,2	156,4	-81,8	-11,8	-25,5	158,2
10 - Laranja Azeda (6/3/95)	2,01	80,1	-72,6	-54,2	---	-65,2	190,5	-89,6	-51,2	-57,7	185,1
4 - Feijão (16/5/94)	4,22	29,9	-62,8	-42,9	---	-89,1	-0,5	-9,0	114,7	22,5	170,6
13 - Feijão (11/4/95)	6,09	10,8	-48,1	-50,1	---	-90,0	-3,8	-23,5	70,4	3,1	173,1
6 - Jacaré-Guaçu (17/8/94)	6,00	2,2	-86,5	-46,2	---	-89,0	987,5	11,5	61,5	-1,8	413,8
9 - Jacaré-Guaçu (20/9/94)	5,64	0,2	-94,9	-61,7	---	-91,1	825,5	49,3	95,6	31,6	380,5
11 - Caldas-trecho 1-2 (21/3/95)	7,69	---	-93,8	---	---	-97,1	-2,1	125,4	64,4	-6,6	275,7
12 - Caldas-trecho 2-3 (21/3/95)	42,24 ⁽¹⁾	---	---	---	-86,7	-99,6	-71,2	-24,6	-70,6	-83,6	2,8
14 - Caldas-trecho 1-2 (27/6/95)	8,00	81,1	-97,3	-87,0	---	-99,1	-74,9	144,4	104,4	26,6	-9,9
15 - Caldas-trecho 2-3 (27/6/95)	7,28	149,7	---	-85,7	-67,4	-99,0	-53,2	99,0	69,1	3,2	6,3
erro médio absoluto (considerando todos os estudos):											
		68,6	64,2	44,9	54,2	88,2	184,4	69,7	77,0	31,1	145,2
erro médio absoluto (desprezando os resultados do estudo no Rib. de Caldas de 21/3/95, trecho 2-3):											
		68,6	64,2	44,9	37,9	87,4	192,5	72,9	77,5	27,4	155,4

---* Não determinado devido a falha no procedimento de amostragem.

⁽¹⁾ Teste com dados de concentração simulados para permitir o cálculo de E_L pelo routing.

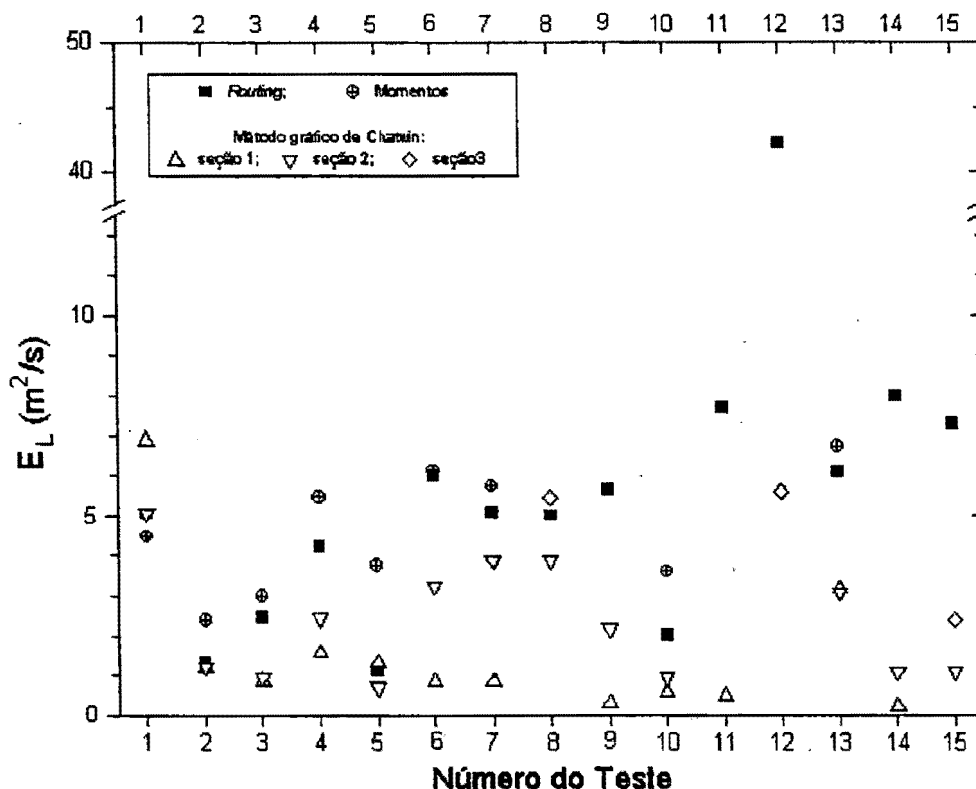


Figura 5.91 - Comparação gráfica dos coeficientes de dispersão longitudinal obtidos pelos métodos do *routing*, momentos e gráfico de Chatwin. Na abscissa, o número do teste tem correspondência com a ordem cronológica do estudo, conforme Tabela 5.83.

De todo modo, a despeito das incertezas relativas à ocorrência da fase dispersiva, ou período de Taylor, a qualidade dos ajustes obtidos pelo método do *routing* asseguram, de certa forma, uma boa dose de confiança nos valores de E_L medidos.

Para uma comparação dos valores medidos de E_L com as previsões geradas pelas fórmulas práticas utilizam-se, em princípio, os erros médios absolutos apresentados na Tabela 5.84. Em termos destes erros, os resultados sugerem uma certa superioridade do modelo de Beltaos em relação aos demais, seguido, pela ordem, pelos modelos de Fischer, Liu, Elder, Vargas & Mellado e, por último, McQuivey & Keefer.

Na seqüência, nas análises comparativas não será considerado o resultado referido ao trecho 2-3 do estudo no Ribeirão de Caldas, em 21/03/95, uma vez que o valor de E_L encontrado com o método do *routing* foi extraordinária e anormalmente elevado. Conforme já registrado, para aquele trecho a curva de resposta do traçador fluorescente foi completada com valores de concentração simulados, e não medidos, o que teria afetado o resultado dos cálculos.

A interpretação e discussão dos resultados comparativos pode, ainda, ser facilitada pela análise dos gráficos dos valores de E_L estimados contra os valores medidos, ilustrados na Figura 5.92. Nesta figura, notam-se os gráficos construídos com diferentes escalas para o eixo das ordenadas; por isso, numa tentativa de fornecer melhor visualização, foram traçadas as retas (linhas pontilhadas) para indicar a região correspondente a E_L (estimado) = E_L (medido), para cada um dos seis modelos.

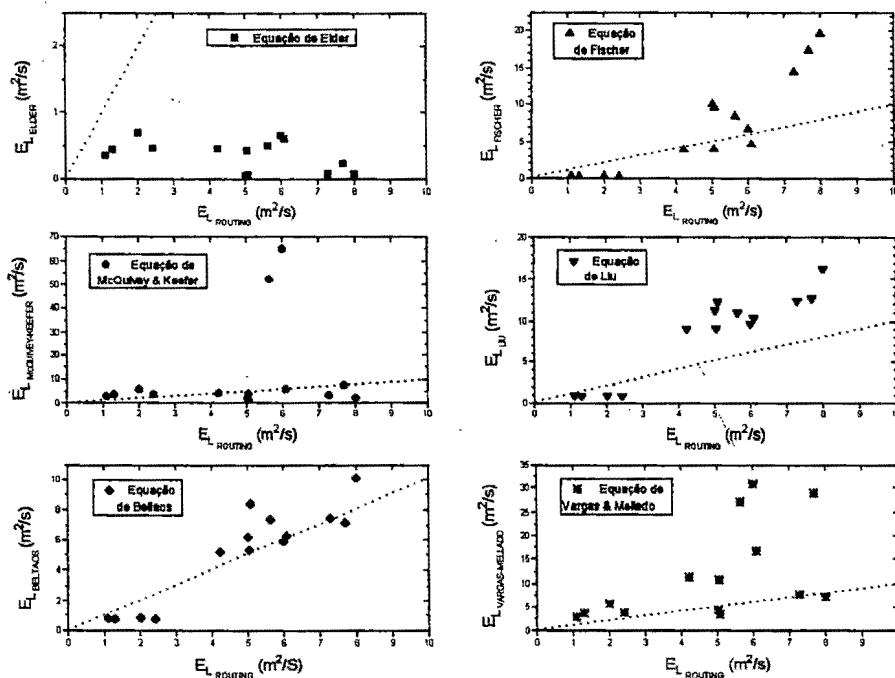


Figura 5.92 - Visualização gráfica dos resultados do coeficiente de dispersão estimados pelas fórmulas práticas, em função dos valores medidos pelo *routing*.

Da Figura 5.92, além da superioridade do modelo de Beltaos, pode-se extrair algumas outras conclusões, enumeradas adiante: *i*) Com relação ao modelo de Elder, vê-se que as previsões são persistentemente inferiores às medidas. Isto seria conseqüência das aproximações introduzidas por Elder na obtenção do seu modelo semi-empírico, abordado na seção 2.4.4.1, quando não foram consideradas as variações transversais do campo de velocidade do escoamento nem as variações das propriedades da turbulência através da largura do canal; *ii*) Quanto ao modelo de McQuivey & Keefe, anteriormente apontado como o que produziu as piores previsões em termos do erro médio percentual absoluto, conforme Tabela 5.84, nota-se que as previsões são particularmente muito ruins em dois estudos, que são aqueles

realizados no Rio Jacaré-Guaçu. Suas previsões, contudo, tornam-se superiores às demais quando se consideram os estudos com baixas vazões no Ribeirão de Caldas; *iii*) Outro fato evidenciado da Figura 5.92 e da Tabela 5.84, é que as fórmulas de Beltaos, Fischer e Liu subestimam os coeficiente de dispersão longitudinal em todos os estudos realizados no Ribeirão da Laranja Azeda, ocorrendo o contrário com relação às fórmulas de McQuivey & Keefer e de Vargas & Mellado.

A despeito de ser pequena a base de dados experimentais, fazem-se, a seguir, novas análises baseadas na separação dos resultados em função das características geométricas e dos regimes do escoamento. Para isso, considerando-se a experiência e os relatos da literatura acerca das variáveis intervenientes no processo da dispersão, o coeficiente de dispersão longitudinal poderá ser escrito como uma função de U , B , H , u_* , ρ e μ . Assim, da análise dimensional, independentemente do sistema de unidades adotado, ter-se-á:

$$\frac{E_L}{u_* H} = \phi \left(\frac{B}{H}, \frac{u_*}{U}, \frac{\rho U H}{\mu} \right) \quad (5.37)$$

Para os escoamentos em canais rugosos, supostos como completamente turbulentos, os efeitos da viscosidade poderiam ser desprezados, de modo que o coeficiente de dispersão adimensional da Eq. (5.37) simplifica-se para

$$\frac{E_L}{u_* H} = \phi' \left(\frac{B}{H}, \frac{u_*}{U} \right). \quad (5.38)$$

O grupo adimensional do primeiro membro da Eq. (5.37), ou Eq. (5.38), corresponde ao parâmetro α da Eq. 2.102, suposto constante e igual a 5,93 por Elder.

Para avaliar os efeitos da geometria e das características hidrodinâmicas do escoamento, os dados foram organizados na forma da Tabela 5.85. Nesta tabela, além de um resumo das características físicas e hidráulicas do escoamento, foram incluídos os resultados dos cálculos das grandezas adimensionais consideradas relevantes.

Tabela 5.85 - Resumo das características físicas e hidráulicas médias dos trechos de teste

Nº do teste - Rio/Ribeirão (data)	Injeção	E_i (m ² /s)	Q (m ³ /s)	B (m)	U (m/s)	H (m)	S (m/m)	u_* (m/s)	$E_L/(u_*H)$	B/H	u_* / U
2 - Laranja Azeda (09/11/93)	contínua	1,30	0,68	4,0	0,281	0,61	0,00265	0,125	17,0	6,6	0,44
3 - Laranja Azeda (26/04/94)	contínua ⁽¹⁾	2,42	0,70	4,0	0,282	0,62	0,00265	0,127	30,7	6,6	0,45
5 - Laranja Azeda (21/06/94)	instantânea	1,10	0,52	4,0	0,255	0,51	0,00265	0,115	18,8	7,8	0,45
10 - Laranja Azeda (06/03/95)	instantânea	2,01	1,20	4,5	0,329	0,81	0,00265	0,145	17,1	5,6	0,44
1 - Feijão (22/10/93)	contínua	5,05	2,64	10	0,509	0,52	0,00387	0,140	69,4	19,2	0,28
4 - Feijão (16/05/94)	instantânea	4,22	2,80	10	0,519	0,54	0,00387	0,143	54,6	18,5	0,28
13 - Feijão (11/04/95)	instantânea	6,09	4,30	11	0,598	0,65	0,00387	0,157	59,7	16,9	0,26
6 - Jacaré (17/08/94)	instantânea	6,00	11,25	20	0,412	1,37	0,0005	0,0818	53,5	14,6	0,20
9 - Jacaré (20/09/94)	instantânea	5,64	9,00	20	0,400	1,13	0,0005	0,0743	67,2	17,7	0,19
7 - Caldas - trecho 1-2 (30/08/94)	contínua	5,08	0,45 ⁽²⁾	9,1	0,317	0,16	0,00231	0,060	519,4	56,9	0,19
8 - Caldas - trecho 2-3 (30/08/94)	contínua	5,02	0,48 ⁽²⁾	9,1	0,302	0,18	0,00143	0,049	569,2	50,6	0,16
11 - Caldas - trecho 1-2 (21/03/95)	instantânea	7,69	3,00	10	0,760 ⁽³⁾	0,40	0,00231	0,094	204,5	25,0	0,12
12 - Caldas - trecho 2-3 (21/03/95)	instantânea	42,24	3,00	10	0,847 ⁽³⁾	0,35	0,00143	0,070	1724	28,6	0,08
14 - Caldas - trecho 1-2 (27/06/95)	instantânea	8,00	0,80	10	0,456	0,18	0,00231	0,065	683,8	55,6	0,14
15 - Caldas - trecho 2-3 (27/06/95)	instantânea	7,28	0,84	10	0,393	0,21	0,00143	0,055	630,3	47,6	0,14

⁽¹⁾ problemas com a manutenção da taxa de injeção constante

⁽²⁾ vazão sofrendo variação durante o período de teste

⁽³⁾ estimada com base nos tempos de ocorrência dos picos dos diagramas de concentração-tempo

Com base nos valores calculados de $\alpha = E_L / (u_* H)$ lançados na Tabela 5.85, identificam-se três faixas de valores de α . Isto sugere a subdivisão dos resultados dos estudos em três grupos: a) Ribeirão da Laranja Azeda, com $\bar{\alpha} \cong 20$; b) Ribeirão do Feijão e Rio Jacaré-Guaçu, com $\bar{\alpha} \cong 60$; c) Ribeirão de Caldas, com valores de α mais elevados e fortemente dependentes da vazão (para vazões menores do que $1 \text{ m}^3/\text{s}$, obtiveram-se valores de α da ordem de 600, enquanto que para uma vazão de $3 \text{ m}^3/\text{s}$, $\bar{\alpha} \cong 200$).

Para visualização gráfica, os resultados de $\alpha = E_L / (u_* H)$ em termos de B/H e u_* / U são mostrados nas figuras 5.93 e 5.94. Da Figura 5.93 é possível imaginar a tendência da evolução do coeficiente de dispersão adimensional em termos da relação B/H . A linha esboçada entre os pontos foi traçada apenas qualitativamente e sugere a possibilidade de interpolação para a obtenção do coeficiente de dispersão longitudinal para as diferentes relações intermediárias de B/H . Pouco se pode dizer, contudo, a respeito do uso prático dos resultados apresentados na Figura 5.94: nota-se, apenas, uma tendência de crescimento do coeficiente de dispersão adimensional com a diminuição de u_* / U , com um crescimento bem mais pronunciado quando se consideram os dados do canal urbano de Poços de Caldas.

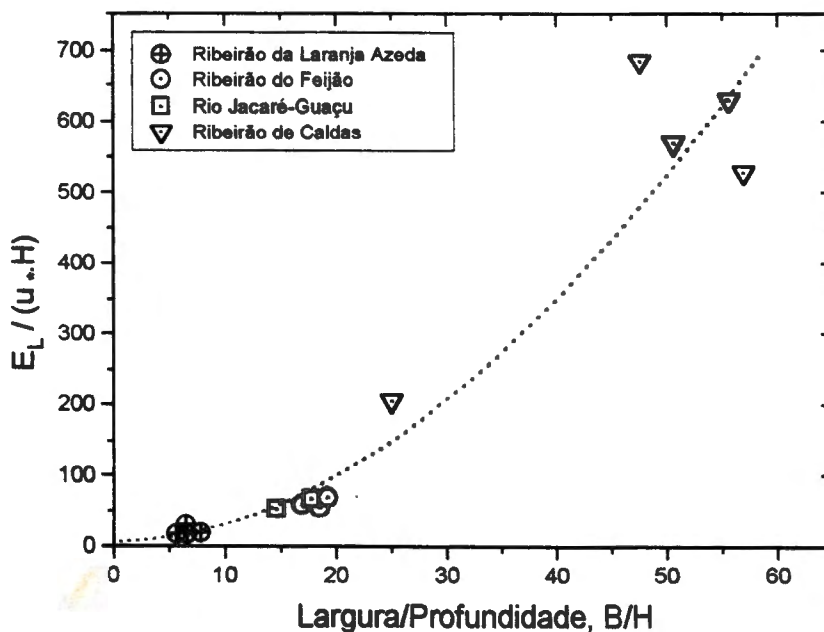


Figura 5.93 - Dependência do coeficiente de dispersão adimensional, $E_L / (u_* H)$, da relação largura superficial pela profundidade média do canal.

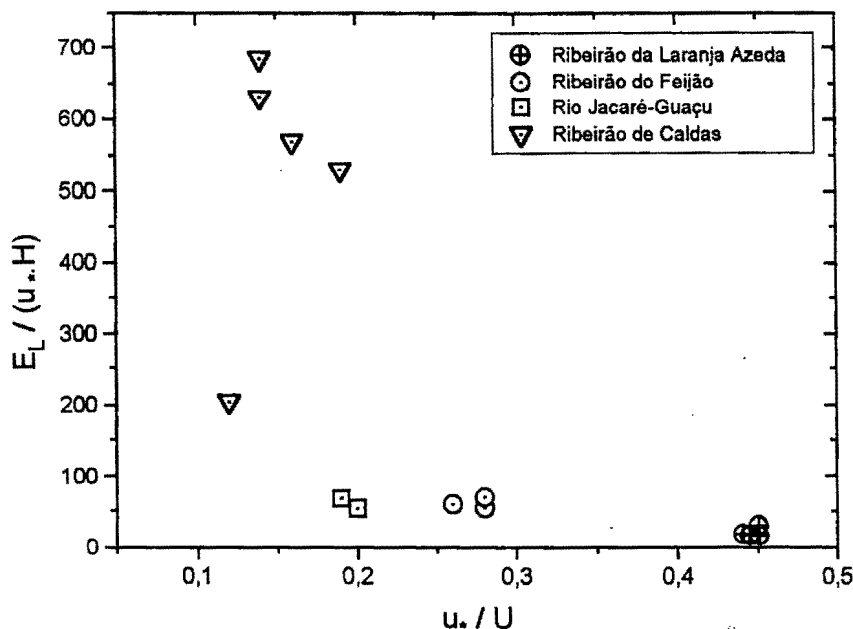


Figura 5.94 - Dependência do coeficiente de dispersão adimensional, $E_L/(u.H)$, da relação $u./U$.

Retornando ao estudo comparativo das fórmulas práticas de previsão do coeficiente de dispersão longitudinal, e uma vez observada a influência da geometria do canal, torna-se interessante obter a informação do comportamento dos modelos em função das características geométricas dos cursos d'água estudados. Para esta análise foi levado em conta, distintamente, os estudos nos cursos d'água naturais da região de São Carlos e no canal urbano de Poços de Caldas, divididos, ainda, em faixas de valores da relação adimensional largura/profundidade média do escoamento, B/H .

Os resultados dos estudos para o coeficiente de dispersão longitudinal são lançados nos gráficos da Figura 5.95, construídos com a razão $E_L(\text{estimado})/E_L(\text{medido})$, para cada fórmula prática, em função da relação B/H . Com base nestes gráficos, e também nos resultados das Tabelas 5.83, 5.84 e 5.85, é apresentado um comentário resumido no Quadro 5.4, procurando identificar melhor os campos de aplicabilidade das diferentes equações de previsão, em função das características geométricas do escoamento escolhidas nesta análise. Como antes, na análise foi desprezado o resultado do teste no trecho 2-3 do Ribeirão de Caldas, de 21/03/95.

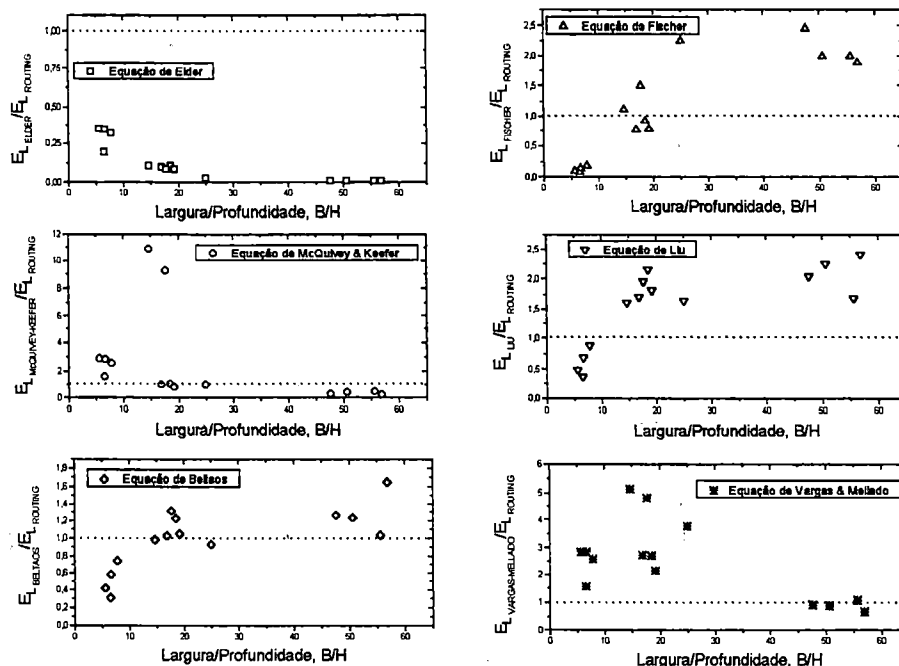


Figura 5.95 - Valores da razão dos coeficientes de dispersão estimados e medidos em função da largura adimensional B/H do canal.

Para os cursos d'água naturais largos ($B/H \geq 47,6$), a Figura 5.95 ilustra a boa concordância dos valores previstos pela fórmula de Vargas & Mellado. Isto estaria de acordo com a proposição dos autores que sugeriram o uso do modelo em rios largos, de baixa declividade e pouco profundos. Vargas & Mellado ajustaram o seu modelo empírico a um conjunto de dados onde as declividades estiveram compreendidas na faixa de $0,001 \leq S \leq 0,003$, com valores de B/H entre 18 e 150 e, em 83% dos casos, $B/H > 30$.

Finalmente, de maneira geral, conforme já concluído, o modelo de Beltaos mostrou-se superior aos demais, realizando as melhores previsões em toda a faixa de dados obtida.

Quadro 5.4 - Comparações dos resultados das fórmulas de previsão de E_L com os valores medidos pelo *routing*, para as diferentes faixas da relação B/H.

Cursos d'água naturais da região de São Carlos		Canal urbano de Poços de Caldas	
Valores da relação largura/profundidade do canal, B/H			
$5,6 \leq B/H \leq 7,8$ (Ribeirão da Laranja Azeda)	$14,6 \leq B/H \leq 19,2$ (Rib. do Feijão e Rio Jacaré-Guaçu)	$B/H = 25,0$ (Ribeirão de Caldas / maior vazão)	$47,6 \leq B/H \leq 56,9$ (Ribeirão de Caldas / menores vazões)
<p><u>McQuivey & Keefer</u>: concordância pobre, sempre superestimando E_L.</p> <p><u>Fischer</u>: concordância pobre; erros de previsão na faixa de 80 a 90%, sempre subestimando E_L.</p> <p><u>Liu</u>: concordância apenas razoável, sempre subestimando E_L.</p> <p><u>Beltaos</u>: concordância apenas razoável, sempre subestimando E_L.</p> <p><u>Vargas & Mellado</u>: praticamente acompanha os resultados de <u>McQuivey & Keefer</u>, sempre superestimando E_L, com pobre concordância com o <i>routing</i>.</p> <p>Resumo: nesta faixa, as melhores previsões são as do modelo de <u>Liu</u>, seguido por <u>Beltaos</u> e, depois, <u>Fischer</u>.</p>	<p><u>McQuivey & Keefer</u>: excelente concordância com os dados do Rib. do Feijão, mas muito pobre para os dados do Rio Jacaré-Guaçu.</p> <p><u>Fischer</u>: prevê muito bem E_L, tanto para o Ribeirão do Feijão quanto para o Rio Jacaré-Guaçu.</p> <p><u>Liu</u>: grandes erros de previsão, sempre superestimando as avaliações.</p> <p><u>Beltaos</u>: muito boa concordância.</p> <p><u>Vargas & Mellado</u>: pobres concordâncias, com erros relativos sempre superiores a 100%.</p> <p>Resumo: nesta faixa, as melhores previsões são as do modelo de <u>Beltaos</u>, seguido por <u>Fischer</u>.</p>	<p><u>McQuivey & Keefer</u>: fornece excelente previsão de E_L.</p> <p><u>Fischer</u>: superestima E_L, com erro superior a 100%.</p> <p><u>Liu</u>: previsão apenas razoável, superestimando E_L.</p> <p><u>Beltaos</u> previsão excelente para o coeficiente E_L.</p> <p><u>Vargas & Mellado</u>: previsão muito pobre, superestimando E_L.</p> <p>Resumo: excetuada a previsão do modelo de <u>Fischer</u>, nesta faixa as conclusões são semelhantes às apresentadas para a faixa anterior.</p>	<p><u>McQuivey & Keefer</u>: subestima E_L, com erro sempre superior a 50%.</p> <p><u>Fischer</u>: superestima E_L, com erros da ordem de 100%.</p> <p><u>Liu</u>: semelhante ao encontrado com a equação de <u>Fischer</u>; concordância pobre, sempre superestimando E_L.</p> <p><u>Beltaos</u>: relativamente boa concordância (exceto para o trecho 1-2, teste de 30/08/94), mas sempre superestimando E_L.</p> <p><u>Vargas & Mellado</u>: muito boa concordância</p> <p>Resumo: nesta faixa, o modelo de <u>Vargas & Mellado</u> mostrou-se sempre superior aos demais, seguido pelo modelo de <u>Beltaos</u>.</p>

6. CONCLUSÕES

Na pesquisa de campo relatada neste trabalho foi implementada uma metodologia visando a quantificação do coeficiente de reaeração superficial e do coeficiente de dispersão longitudinal, a partir do uso de traçadores ambientalmente neutros. Embora todo o planejamento tenha sido voltado para a execução dos testes em condições de unidimensionalidade do processo de transporte, ainda assim as amostragens foram efetuadas ao longo de três diferentes linhas de corrente, em cada seção. Este procedimento possibilitou a obtenção de um valor mais representativo do coeficiente de reaeração, que pôde ser avaliado a partir de valores médios tomados sobre cada seção de amostragem.

Para a obtenção do coeficiente de reaeração desenvolveu-se uma técnica especial para a injeção do gás propano, utilizando um conjunto moto-bomba e mangueiras para a pré-dissolução do gás. De acordo com os resultados encontrados, esta técnica mostrou-se prática e eficiente: a eficiência média estimada, considerando-se todos os testes com a injeção do gás de longa duração, foi de 26%, que é um valor bem superior ao normalmente encontrado quando se empregam difusores porosos submersos.

Por ser mais econômica, a presente metodologia de injeção do gás auxilia na superação de uma das maiores limitações da técnica dos traçadores gasosos, que são os custos associados à realização dos trabalhos. Complementarmente e neste mesmo sentido, também a metodologia de análise química das amostras do gás propano, por cromatografia gasosa, pela técnica *head space*, contribui com a redução dos custos: em laboratório, o tempo requerido entre a análise de uma amostra e outra foi inferior a 2,5 minutos.

A análise de propagação dos erros foi conduzida para avaliar a incerteza presente no coeficiente de dessorção do traçador gasoso, obtido por cada um dos métodos do *pico* e do *patamar*. Com base nas incertezas presentes nas diferentes grandezas que entram no cálculo do coeficiente de dessorção do gás, a análise mostrou que os erros nas determinações estiveram contidos entre os limites de

13,4% e 66,0%, com um erro médio de 38,3%. Esta análise também mostrou que os métodos do *pico* e do *patamar* são equivalentes do ponto de vista da imprecisão dos resultados. Em ambos os métodos, a principal fonte de erro foi atribuída ao baixo tempo de detenção do gás no trecho de teste.

Quando do uso do *método do patamar*, constatou-se que o cálculo direto de K_T pela Eq. (4.97) é praticamente equivalente ao resultado obtido pela solução numérica da Eq. (4.94), proposta por YOTSUKURA et al. (1983) e vista como mais geral. A maior diferença no resultado final obtido por estas duas equações foi de 0,5%.

Os resultados obtidos para o coeficiente de reaeração, convertidos à temperatura de referência de 20°C, $K_2(20)$, juntamente com as características físicas e hidráulicas medidas nos trechos estudados, permitiram o desenvolvimento de um modelo empírico que se supõe aplicável a cursos d'água naturais de características físicas semelhantes e, em particular, aos da região de São Carlos (SP). Para a faixa de velocidade entre 0,25 m/s e 0,58 m/s, de profundidade entre 0,52 m e 1,1 m e de declividade do canal de 0,0005 m/m a 0,00387 m/m, a equação de regressão encontrada, Eq. (5.10), foi $K_2(20) = 524,3 U^{0,606} \cdot S^{0,562} / H^{0,658}$. Esta equação de regressão múltipla, linearizada através de uma transformação logarítmica, foi obtida com um coeficiente de regressão linear $r=0,9652$.

A importância do desenvolvimento do modelo empírico de âmbito regional, descrito acima, está no fato de que para a avaliação da capacidade de assimilação de poluentes orgânicos pelas águas naturais correntes requer-se, fundamentalmente, o conhecimento do coeficiente de reaeração superficial. Embora seja desejável a determinação direta deste coeficiente, *in situ*, para todos os casos de interesse, os custos envolvidos constituem-se em um forte impedimento desta prática. Daí a utilidade de se dispor do modelo da Eq. (5.10), escrito na forma de uma função de potência de quantidades físicas facilmente mensuráveis.

Os mesmos estudos que serviram para o desenvolvimento da equação de K_2 regional, também permitiram a comparação dos valores medidos com as previsões de 19 diferentes fórmulas práticas disponíveis na literatura. Esta comparação mostrou que os melhores modelos de previsão foram aqueles que utilizam a velocidade e a profundidades médias, como parâmetros indicadores, respectivamente, das escalas de velocidade e comprimento da turbulência, em conjunto com a declividade da linha d'água, como parâmetro indicador da dissipação

de energia. Com base nas comparações feitas, os melhores modelos de previsão foram, pela ordem, a equação de Krenkel & Orlob (Eq. 5.19), equação de Cadwallader & McDonnell (Eq. 5.14), equação de Tsvoglou & Neal (Eq. 5.29) e Eq. de Bennett & Rathbun (5.13). Na mesma ordem, os erros médios absolutos encontrados foram de 18,4%, 33,7%, 36,2% e 40,9%.

Os resultados dos estudos conduzidos no canal urbano, no Ribeirão de Caldas, no município de Poços de Caldas, apresentaram valores medidos de K_2 que estiveram bem aquém das previsões fornecidas pela Eq. (5.10), conforme pôde ser visualizado pela Figura 5.26. Duas diferentes razões concorreram para as discrepâncias observadas entre as previsões e os coeficientes medidos. O Ribeirão de Caldas, no trecho urbano, tem a conformação de um canal prismático, de seção uniforme, e apresenta-se praticamente retificado. Em função disso, pode-se, em princípio, concluir que a sua morfologia, distinta da de um curso d'água natural, constitui-se, por si só, numa forte razão para a não aplicabilidade do modelo representado pela Eq. 5.10. Contudo, a principal causa para as grandes discrepâncias entre os valores previstos e medidos foi aqui atribuída ao grau da poluição das águas do ribeirão, uma vez que é sabido que a presença de esgoto e surfactantes tem forte influência na transferência gasosa, atuando de modo a reduzir K_L . Esta conclusão é reforçada pela constatação de que os coeficientes medidos foram praticamente insensíveis às variações das características do escoamento, como vazão, profundidade e velocidade.

Para avaliar a possibilidade da alteração da concentração do gás dissolvido pela ação de microorganismos decompositores contidos nas amostras, foi realizado um teste especial no Ribeirão de Caldas. Neste teste parte das amostras receberam a adição de um bactericida (formalina) e todo o conjunto foi acondicionado por 24 horas, até o momento da análise. Os dados resultantes das análises das amostras por cromatografia gasosa, sempre utilizando a técnica *head space* estática, foram tratados estatisticamente. Este tratamento mostrou que, com 95% de confiança, não se observou nenhuma alteração significativa nas concentrações médias das amostras, decorrente da adição da formalina, durante todo o tempo de acondicionamento das mesmas.

Os coeficientes de dispersão longitudinal dos cursos d'água estudados também foram determinados diretamente, a partir dos dados de campo, por três diferentes métodos: o método dos momentos, o método do *routing* e o método

gráfico de Chatwin. O procedimento gráfico de Chatwin requer a obtenção da curva de concentração versus tempo em apenas uma seção do curso d'água. Isto constitui uma vantagem do ponto de vista da redução dos custos e dos esforços dispendidos no trabalho de campo. Contudo, os resultados produzidos por este método apresentaram diferenças, com relação ao método do *routing*, de até 97%, quase sempre subavaliando o coeficiente de dispersão. Estas diferenças teriam sido causadas por uma série de fatores, tais como:

- i) as distribuições reais de concentração ao longo do tempo não são *gaussianas*. As assimetrias das curvas afetam de forma diferente os coeficientes que são obtidos pelos métodos - provavelmente, pela necessidade de satisfazer diretamente a Eq. (2.84), as assimetrias afetam mais fortemente o E_L encontrado pelo método gráfico;
- ii) as irregularidades características dos canais naturais (curvas, variações da rugosidade, contrações, expansões, bancos de areia, etc.) afetam a forma da curva C versus t , modificando o valor esperado de E_L de seção para seção. Assim, uma vez que pelo método gráfico um valor de E_L é obtido para cada seção, a comparação com o resultado do método do *routing* exigiria que diversas determinações fossem feitas numa multiplicidade de seções dentro do trecho de teste. Um valor médio destas determinações seria, provavelmente, melhor comparado com o resultado do *routing*, que correspondente a todo um trecho;
- iii) A seção de medição (a primeira, principalmente) poderia estar a uma distância relativamente curta do ponto de injeção do traçador, de modo a não se poder considerar efetivamente atingido o período de Taylor. A confiabilidade dos resultados estaria na dependência de que as medições tenham sido feitas na fase dispersiva do processo de transporte do traçador fluorescente. Embora não se tenha absoluta segurança deste fato, todos os testes foram feitos reservando-se um comprimento para a mistura lateral bem superior a $33 \times B$ sugerido por DAY (1975), mas, à exceção dos estudos no Ribeirão da Laranja Azeda, com um comprimento adimensional x' (Eq. 2.110) sempre inferior ao limite de 0,4 sugerido por Fischer;
- iv) a substância utilizada como traçador não tem comportamento verdadeiramente conservativo; pequenas perdas estão presentes, principalmente pelo efeito da adsorção em partículas sólidas sedimentáveis.

Os resultados obtidos para E_L permitiram a avaliação de um conjunto de fórmulas práticas, através de comparações com os valores determinados pelo método do *routing*. As fórmulas práticas escolhidas para as comparações foram: equação de Elder (Eq. 2.102), equação de McQuivey & Keefer (Eq. 2.129), equação de Fischer (Eq. 2.133), equação de Liu (Eq. 4.107), equação de Beltaos (Eq. 4.08) e

equação de Vargas & Mellado (Eq. 4.109). Com base nos resultados destas comparações, mostrou-se que, de maneira geral, o modelo de Beltaos é superior aos demais. Considerando todos os estudos, o erro médio absoluto encontrado com o modelo de Beltaos foi de 31%, seguido à distância pelo modelo de Fischer, com erro de 77%.

A flagrante superioridade do modelo de Beltaos na obtenção do coeficiente de dispersão longitudinal foi considerada ser decorrente da introdução de uma relação de dependência do fator de atrito da fórmula universal; apoiando-se em construções gráficas realizadas a partir de experiências de campo, o modelo permite que se leve em conta, na quantificação de E_L , os efeitos da rugosidade do canal e do grau de turbulência presente no escoamento.

Deve ser apontado, que existe grande interesse no uso apropriado de fórmulas práticas para estimar o coeficiente de dispersão. Este interesse é decorrente, principalmente, dos custos associados com o material e os equipamentos necessários à execução de experimentos de campo, bem como da necessidade de contar com os recursos técnicos e humanos específicos, nem sempre acessíveis. Contudo, registra-se, também, que embora as fórmulas práticas constituam-se em métodos simples de previsão de E_L , os resultados experimentais aqui encontrados mostram que o seu uso deve ser feito com extrema cautela: a maioria dos modelos comparados não se mostrou capaz de produzir com confiança o valor do coeficiente E_L em cursos d'água naturais.

A principal razão para a falta de exatidão das previsões das fórmulas práticas reside, muito provavelmente, no fato de que estas não são capazes de considerar todos os efeitos relevantes, decorrentes das características dos rios e ribeirões. Nestes, além de uma multiplicidade de irregularidades, estão presentes uma contínua alteração da forma da seção e uma grande variabilidade da escala de rugosidade do contorno sólido.

Finalmente, alguns modelos de qualidade de água, como o QUAL2E da EPA, utilizam o coeficiente de dispersão longitudinal na forma adimensional da Eq. (2.102), $E_L/(u_*H)$, cujo valor, de acordo com dados da literatura, pode variar numa extensa faixa, deste 6 até 6.000. No presente trabalho, a partir da análise dimensional e de resultados de campo, é mostrado que o coeficiente de dispersão, na sua forma adimensional, apresenta uma relação bem definida com a largura adimensional do canal, B/H . Para uso prático, particularmente para futuros estudos nos cursos d'água naturais da região de São Carlos e no canal urbano de Poços de Caldas, ou em cursos d'água de características semelhantes, sugere-se a Figura 5.93 para prontas avaliações.

7. BIBLIOGRAFIA

- ADENEY, W. E. & BECKER, H. G., (1919). *The Determination of the Rate of Solution of Atmospheric Nitrogen and Oxygen by Water. Part I.* Philosophical Magazine S. 6, Vol. 38, pp. 317-337.
- ALONSO, C. V.; MCHENRY, J. R. & HONG, J.-C. S., (1975). *The Influence of Suspended Sediment on the Reaeration of Uniforme Streams.* Water Research, Vol. 9, n. 8, pp. 695-700.
- AMERICAN PUBLIC HEALTH ASSOCIATION (APHA), AMERICAN WATER WORKS ASSOCIATION (AWWA) & WATER POLLUTION CONTROL FEDERATION (WPCF), (1985). *Standard Methods for the Examination of Water and Wastewater.* 16 ed.
- AMERICAN SOCIETY OF CIVIL ENGINEERS (ASCE), (1984). *A Standard for the Measurement of Oxygen Transfer in Clean Water.* Oxygen Transfer Standards Committee, ASCE, New York.
- ARIS, R., (1956). *On the Dispersion of a Solute in a Fluid Flowing through a Tube.* Proceedings of the Royal Society of London, Series A, 235, pp. 67-77.
- ASHER, W. E. & PANKOW, J. F., (1991). *Prediction of Gas/Water Mass Transport Coefficients by a Surface Renewal Model.* Environmental Science & Technology, Vol. 25, n. 7, pp. 1294-1300.
- ATLAS, E.; FOSTER, R. & GLAM, C. S., (1982). *Air-Sea Exchange of High Molecular Weight Organic Pollutants: Laboratory Studies.* Environmental Science & Technology, Vol. 16, n. 5, pp. 283-286.
- BALLES, J. D. & HOLLEY, E. R., (1986). *Flume Tests on Hydrocarbon Reaeration Tracer Gases.* Journal of Environmental Engineering, Vol. 112, n. 4, pp. 695-700.
- BARBOSA, A. R., Jr., (1989). *Desenvolvimento de Metodologia para a Determinação do Coeficiente de Reaeração dos Escoamentos Naturais Água com o Emprego de Traçador Gasoso.* Dissertação de mestrado. Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo. 187p.
- BARBOSA, A. R., Jr. & GIORGETTI, M. F., (1990). *Determinação do Coeficiente de Reaeração de Corpos d'Água com o Emprego de Etileno como Traçador Gasoso.* III Encontro Nacional de Ciências Térmicas - ENCIT, Associação Brasileira de Ciências Mecânicas. Itapema, SC, pp. -.

- BELANGER, T. V. & KORZUN, E. A., (1990). *Rainfall-Reaeration Effects*. Journal of Irrigation and Drainage Engineering, Vol. 116, n.4, pp.582-587.
- BELANGER, T. V. & KORZUN, E. A., (1991a). *Rainfall-Reaeration Effects*. In: Wilhelms & Gulliver, eds., Air-Water Mass Transfer. Part IV: Gas Transfer Applications, Chapter IV-2: Lakes/Reservoirs. Second International Symposium on Gas Transfer at Water Surfaces (Minneapolis-Minnesota). ASCE, N. York, pp.388-399.
- BELANGER, T. V. & KORZUN, E. A., (1991b). *Critique of Floating-Dome Technique for Estimating Reaeration Rates*. Journal of the Environmental Engineering, Vol. 117, n.1, pp.144-150.
- BELTAOS, S. (1980). *Longitudinal Dispersion in Rivers*. Journal of the Hydraulics Division, Vol. 106, n.HY1, pp.151-172.
- BENCALA, K. E. & WALTERS, R. A., (1983). *Simulation of Solute Transport in a Mountain Pool-and-Riffle Stream: A Transient Storage Model*. Water Resources Research, Vol. 19, n. 3, pp. 718-724, jun.
- BENNETT, J. P. & RATHBUN, R. E., (1972). *Reaeration in Open-Channel Flow*. Geological Survey Professional Paper 737. U. S. Geological Survey, Washington. 75p.
- BICUDO, J. R. P. W., (1988). *The Measurement of Reaeration in Streams*. Newcastle. PhD Thesis. Department of Civil Engineering. University of Newcastle-upon-Tyne.
- BICUDO, J. R. & JAMES, A. (1989). *The Measurement of Reaeration in Streams: Comparison of Techniques*. Journal of Environmental Engineering, Vol. 115, n. 5, pp. 992-1010, out.
- BICUDO, J. R. & JAMES, A. (1991). *The Measurement of Reaeration in Streams: Comparison of Techniques. - Closure*. Journal of Environmental Engineering, Vol. 117, n. 5, pp. 700-701, set/out.
- BONING, C. W., (1974). *Generalization of Stream Travel Rates and Dispersion Characteristics from Time-of-Travel Measurements*. Journal of Research U. S. Geological Survey, Vol. 2, n. 4, pp. 495-499.
- BOWIE, G. L.; MILLS, W. B.; PORCELLA, D. B.; CAMPBELL, C. L.; PAGENKOPF, J. R.; RUPP, G. L.; JOHNSON, K. M.; CHAN, P. W. H. & GHERINI, S. A., (1985). *Rates, Constants, and Kinetics Formulations in Surface Water Quality Modeling*. U. S. Environment Protection Agency. 455 p.
- BOX, G. E. P.; HUNTER, W. G. & HUNTER, J. S. (1978). *Statistics for Experimenters. An Introduction to Design, Data Analysis, and Model Building*. John Wiley & Sons, Toronto. 653 p.

- BROWN, L. C., (1974). *Statistical Evaluation of Reaeration Prediction Equations*. Journal of the Environmental Engineering Division, Vol. 100, n. EE5, pp. 1051-1058, out.
- BROWN, L. C. & BAILLOD, C. R., (1982). *Modeling and Interpreting Oxygen Transfer Data*. Journal of the Environmental Engineering Division, Vol. 108, n. EE4, pp. 607-628.
- BROWN, L. C. & BARNWELL, T. O., Jr., (1985). *Computer Program Documentation for the Enhanced Stream Water Quality Model QUAL2E-U*. U. S. Environment Protection Agency, Athens, Georgia.
- BRUMLEY, B., (1984). *Turbulence Measurements Near the Free Surface in Stirred Grid Experiments*. In: Brutsaert & Jirka, eds., *Gas Transfer at Water Surfaces*. Part 2: Turbulence Near Gas-Liquid Interfaces. D. Reidel Publishing Company, pp. 83-92.
- BRUTSAERT, W. & JIRKA, G. H., editores (1984). *Gas Transfer at Water Surfaces*. D. Reidel Publishing Company. 639p.
- CARSLAW, H. S. & JAEGER, J. C., (1959). *Conduction of Heat in Solids*. Oxford University Press.
- CARVALHO, G. S. de, (1995). *Determinação do Coeficiente de Transferência Gasosa de Hidrocarbonetos e sua Relação com o Coeficiente de Reaeração*. Dissertação de mestrado. Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo. 105p.
- CARVALHO, N. de O., (1976). *Medição de Descarga Líquida com Molinete - I*. Saneamento, Vol. 50, n. 4, pp. 260-266, out/dez.
- CHAO, A. C.; CHANG, D. S.; SMALLWOOD, C., Jr. & GALLER, W. S., (1987a). *Influence of Temperature on Oxygen Transfer*. Journal of Environmental Engineering, ASCE, Vol. 113, n. 4, pp.722-735, ago.
- CHAO, A. C.; CHANG, D. S.; SMALLWOOD, C., Jr. & GALLER, W. S., (1987b). *Effect of Temperature on Oxygen Transfer - Laboratory Studies*. Journal of Environmental Engineering, ASCE, Vol. 113, n. 5, pp.1089-1101, out.
- CHATWIN, P. C., (1971). *On the Interpretation of Some Longitudinal Dispersion Experiments*. Journal of Fluid Mechanics, Vol. 48, part 4, pp.689-702.
- CHATWIN, P. C., (1980). *Presentation of Longitudinal Dispersion Data*. Journal of Hydraulics Division, ASCE, Vol. 106, n.HY1, pp.71-83, jan.
- CHISHOLM, D., (1983). *Two-Phase Flow in Pipelines and Heat Exchangers*. Longman Inc., New York. 304p.

- CHU, C. R. & JIRKA, G. H., (1991). *Turbulent Velocity and Gas Concentration Measurements in the Near-Surface Layer*. In: Wilhelms & Gulliver, eds., Air-Water Mass Transfer. Part III: Development of Experimental Techniques, Chapter III-1: Laboratory Measurement Techniques. Second International Symposium on Gas Transfer at Water Surfaces (Minneapolis-Minnesota). ASCE, N. York, pp.160-172.
- CHU, C. R. & JIRKA, G. H., (1992). *Turbulent Gas Flux Measurements Below the Air-Water Interface of a Grid-Stirred Tank*. Int. Journal of Heat and Mass Transfer, Vol. 35, n. 8, pp.1957-1968.
- CHURCHILL, M. A.; ELMORE, H. L. & BUCKINGHAM, R. A., (1962). *The Prediction of Stream Reaeration Rates*. Journal of the Sanitary Engineering Division, Vol. 88, n. SA4, pp.1-46.
- CIOLA, R., (1985). *Fundamentos da Cromatografia a Gás*. Editora Edgard Blücher, São Paulo. 266 p.
- CLEVELAND, K. D., (1989). *Predicting Reaeration Rates in Texas Streams*. Journal of Environmental Engineering. Vol. 115, n. 3, pp.620-632. jun.
- COHEN, Y.; COCCHIO, W. & MACKAY, D., (1978). *Laboratory Study of Liquid-Phase Controlled Volatilization Rates in Presence of Wind Waves*. Environmental Science & Technology, Vol. 12, n. 5, pp. 553-558, maio.
- COLLINS, C. H. & BRAGA, G. L., (1987). *Introdução a Métodos Cromatográficos*. Editora da UNICAMP, Campinas. 298 p.
- CRANK, J., (1975). *The Mathematics of Diffusion*. Oxford University Press, second edition.
- CSANADY, G. T., (1973). *Turbulent Diffusion in the Environment*. Geophysics and Astrophysics Monographs, Vol. 3. D. Reidel Publishing Company.
- CUNHA, A. C. da, (1993). *Transferência de Gases em Sistemas Líquidos Altamente Agitados Induzidos por Hélices do Tipo Turbina em Tanques Cilíndricos*. Dissertação de mestrado. Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo. 170 p.
- CUNHA, A. C. da; BARBOSA, A. R., Jr. & SCHULZ, H. E., (1994). *Absorção e Dessorção de Gases em Corpos de Água com Aplicação à Hidráulica Ambiental*. XVI Congresso Latino Americano de Hidráulica, Santiago, Chile. pp.313-324, nov.
- DANCKWERTS, P. V., (1951). *Significance of Liquid-Film Coefficients in Gas Absorption*. Industrial and Engineering Chemistry, Vol. 43, n. 6, pp.1460-1467.

- DANIIL, E. I. & GULLIVER, J. S., (1988). *Temperature Dependence of Liquid Film Coefficient for Gas Transfer*. Journal of Environmental Engineering, Vol. 114, n. 5, pp. 1224-1229, out.
- DANIIL, E. I. & GULLIVER, J. S., (1989a). Discussão: *Effect of Temperature on Oxygen Transfer - Laboratory Studies*, de A. C. Chao, D. S. Chang, C. Smallwood Jr. & W. S. Galler. Journal of Environmental Engineering, Vol. 115, n. 2, pp. 479-481, abr.
- DANIIL, E. I. & GULLIVER, J. S., (1989b). Discussão: *Influence of Temperature on Oxygen Transfer*, de A. C. Chao, D. S. Chang, C. Smallwood Jr. & W. S. Galler. Journal of Environmental Engineering, Vol. 115, n. 4, pp. 865-868, ago.
- DANIIL, E. I. & GULLIVER, J. S., (1991). *Influence of Waves on Air-Water Gas Transfer*. Journal of Environmental Engineering, ASCE, Vol. 117, n. 5, pp. 522-540, set/out.
- DAY, T. J., (1975). *Longitudinal Dispersion in Natural Channels*. Water Resources Research, Vol. 11, n. 6, pp. 909-918, dez.
- DAY, T. J. & WOOD, I. R., (1976). *Similarity of the Mean Motion of Fluid Particles Dispersing in a Natural Channel*. Water Resources Research, Vol. 12, n. 4, pp. 655-666, ago.
- DICKEY, T. D.; HARTMAN, B.; HAMMOND, D. & HURST, E., (1984). *A Laboratory Technique for Investigate the Relationship Between Gas Transfer and Fluid Turbulence*. In: Brutsaert & Jirka, eds., *Gas Transfer at Water Surfaces. Part 2: Turbulence Near Gas-Liquid Interfaces*. D. Reidel Publishing Company, pp. 93-100.
- DOBBINS, W. E., (1964). *BOD e Oxygen Relationships in Streams*. Journal of the Sanitary Engineering Division, ASCE, Vol. 90, n. SA3, pp. 53-78, jun.
- DOEBELIN, E. O., (1983). *Measurement Systems. Application and Design*. McGraw-Hill Book Company. 876 p.
- EDWARDS, R. W.; OWENS, M. & GIBBS, J. W., (1961). *Estimates of Surface Aeration in Two Streams*. Institution of Water Engineers J., Vol. 15, n. 5, pp. 395-405.
- EIGER, S., (1991). *Qualidade da Água em Rios e Estuários*. In: PORTO, R. L., ed. *Hidrologia Ambiental*. S. Paulo, ABRH-EDUSP.
- ELDER, J. W., (1959). *The Dispersion of Marked Fluid in Turbulent Shear Flow*. Journal of Fluid Mechanics, Vol. 5, n. 4, pp. 544-560.
- ELMORE, H. L. & WEST, W. F., (1961). *Effect of Water Temperature on Stream Reaeration*. Committee on Sanitary Engineering Research. 31st Progress Report. Journal of the Sanitary Engineering Division, Vol. 87, n. SA6, pp. 59-71.

- ELOUBAIDY, A. F. & PLATE, E. J., (1972). *Wind Shear-Turbulence and Reaeration Coefficient*. Journal of the Hydraulics Division, ASCE, Vol. 98, n. HY1, pp. 153-170, jan.
- ETOH, T. & TAKEHARA, K., (1991). *Development of Method for Measuring Near-Surface Turbulence*. In: Wilhelms & Gulliver, eds., Air-Water Mass Transfer. Part III: Development of Experimental Techniques, Chapter III-1: Laboratory Measurement Techniques. Second International Symposium on Gas Transfer at Water Surfaces (Minneapolis-Minnesota). ASCE, N. York, pp.173-183.
- FISCHER, H. B., (1967). *The Mechanics of Dispersion in Natural Streams*. Journal of Hydraulics Division, ASCE, Vol. 93, n. HY6, pp.187-216, nov.
- FISCHER, H. B., (1968). *The Dispersion Predictions in Natural Streams*. Journal of the Sanitary Engineering Division, ASCE, Vol. 94, n. SA5, pp.927-943, oct.
- FISCHER, H. B., (1969). *The Effect of Bends on Dispersion in Streams*. Water Resources Research, Vol. 5, n. 2, pp.496-506, abr.
- FISCHER, H. B.; IMBERGER, J.; LIST, E. J.; KOH, R. C. Y.; & BROOKS, N. H., (1979). *Mixing in Inland and Coastal Waters*. N. York, Academic Press.
- FORTESCUE, G. E. & PEARSON, J. R. A., (1967). *On Gas Absorption into a Turbulent Liquid*. Chemical Engineering Science, Vol. 22, pp. 1163-1176.
- FRENCH, R. H., (1987). Open-Channel Hydraulics, Cap. 10, *Turbulent Diffusion in Steady Open-Channel Flow*. McGraw-Hill Book Company.
- FRIEDMAN, B.F. & BLANC, F.C., (1991). *Measurement of Stream Reaeration Rate Coefficients Using Propane Gas*. In: Wilhelms & Gulliver, eds., Air-Water Mass Transfer, Second International Symposium on Gas Transfer at Water Surfaces. Part IV: Gas Transfer Applications, Chapter IV-1: Streams/Rivers. (Minneapolis - Minnesota). ASCE, N. York, pp. 322-332.
- FUKUOKA, S. & SAYRE, W. W., (1973). *Longitudinal Dispersion in Sinuous Channels*. Journal of Hydraulics Division, Vol. 99, n.HY1, pp. 195-217, jan.
- GAMESON, A. L. H. & TRUESDALE, G. A., (1959). *Some Oxygen Studies in Streams*. Institution of Water Engineers J., Vol. 13, n. 2, pp. 175-187.
- GENEREUX, D. P. & HEMOND, H. F., (1992). *Determination of Gas Exchange Rate Constants for a Small Stream on Walker Branch Watershed, Tennessee*. Water Resources Research., Vol. 28, n. 9, pp. 2365-2374.
- GIORGETTI, M. F., (1993). *On the Estimation of River Reaeration Coefficient with the Soluble Solids Probe*. In: Chowdhury, R. N. & Sivakumar, M., eds., Proceedings. of the International Conference on Environmental Management, Geo-

Water and Engineering Aspects, Wollongong, New South Wales, Australia, fevereiro 1993. pp. 143-148.

- GIORGETTI, M. F. & GIANANTI, A. E., (1983). *Avaliação do Nível de Turbulência em Águas Correntes e sua Correlação com o Coeficiente de Reaeração Superficial*. Separata do Trabalho apresentado no XII Congresso da Associação Brasileira de Engenharia Sanitária e Ambiental (ABES). Camboriú, S.C., nov.
- GIORGETTI, M. F. & SCHULZ, H. E., (1990). *Sobre o Método da Sonda Solível Flutuante para a Determinação Indireta do Coeficiente de Reoxigenação Superficial em Corpos de Água*. III ENCIT, Associação Brasileira de Ciências Mecânicas. Itapema, SC, pp. 1079-1084.
- GORDON, J. A., (1977). *Communication: Problems with Tracer Measurement of Oxygen Transfer*. Journal of the Water Pollution Control Federation, Vol. 49, n. 12, pp. 2495-2499, dez.
- GULLIVER, J. S., (1991). *Discussão: Measurement of Reaeration in Streams: Comparison of Techniques*, de J. R. Bicudo & A. James. Journal of Environmental Engineering, Vol. 117, n. 5, pp. 698-700, set/out.
- HANRATTY, T. J., (1991). *Effect of Gas Flow on Physical Absorption*. In: Wilhelms & Gulliver, eds., *Air-Water Mass Transfer. Part I: Keynote Adresses*. Second International Symposium on Gas Transfer at Water Surfaces (Minneapolis-Minnesota). ASCE, N. York, pp.10-33.
- HIGBIE, R., (1935). *The Rate of Absorption of a Pure Gas into a Still Liquid During Short Periods of Exposure*. Am. Inst. Chem. Engineers Trans., Vol. 31, pp. 365-390.
- HINES, A. L. & MADDOX, R. M., (1985). *Mass Transfer - Fundamentals and Applications*. Prentice-Hall Inc., N. Jersey. 542 p.
- HSIEH, C.-C.; RO, K S. & STENSTROM, M. K. , (1993). *Estimating Emissions of 20 VOCs. I: Surface Aeration*. Journal of Environmental Engineering, ASCE, Vol. 119, n. 6, pp. 1077-1098, nov/dez.
- HOLLEY, E. R., (1969). *Unified View of Diffusion and Dispersion*. Journal of the Hydraulics Division, ASCE, Vol. 95, n. HY2, pp. 621-631, mar.
- HOLLEY, E. R. & ABRAHAM, G., (1973). *Laboratory Studies on Transverse Mixing in Rivers*. Journal of Hydraulic Research, IAHR, Vol. 11, n. 3, pp. 219-253.
- HOLLEY, E. R. & YOTSUKURA, N., (1984). *Field Techniques for Reaeration Measurements in Rivers*. In: Brutsaert & Jirka, eds., *Gas Transfer at Water Surfaces. Part 5: Field and Laboratory Experimental Techniques*. D. Reidel Publishing Co., pp. 381-401.

- HOWE, R. H. L., (1977). *Proposed Modification of K_L -Temperature Relation*. Journal of the Environmental Engineering Division, Proc. ASCE, Vol. 103, n. EE4, pp. 729-732, ago.
- HSU, HWEI P., (1969). *Vector Analysis*. Simon & Schuster, Inc., N. York. 287p.
- HUA, H., (1990). *Accurate Method for Calculation of Saturation DO*. Journal of Environmental Engineering, ASCE, Vol. 116, n. 5, pp. 988-990, set/out.
- HUNT, J. C. R., (1984). *Turbulence Structure and Turbulent Diffusion Near Gas-Liquid Interfaces*. In: Brutsaert & Jirka, eds., Gas Transfer at Water Surfaces. Part 2: Turbulence Near Gas-Liquid Interfaces. D. Reidel Publishing Company, pp. 67-82.
- ISAACS, W. P. & GAUDY, A. F., Jr., (1968). *Atmospheric Oxygenation in a Simulated Stream*. Journal of the Sanitary Engineering Division, ASCE, Vol. 94, n. SA2, pp.319-344, abr.
- JENSEN, N A., (1991). *Effect of Temperature on Gas Transfer at Low Surface Renewal Rates*. In: Wilhelms & Gulliver, eds., Air-Water Mass Transfer. Part II: Fundamentals. Second International Symposium on Gas Transfer at Water Surfaces (Minneapolis-Minnesota). ASCE, N. York, pp.106-115.
- JIRKA, G. H., (1991). *Invited Lecture: Gas Transfer Process at the Air/Water Interface*. In: Lee & Cheung, eds., Environmental Hydraulics, Proc. of the International Symposium on Environmental Hydraulics, Hong Kong, pp. 357-370.
- JIRKA, G. H. & BRUTSAERT, W., (1984). *Measurements of Wind Effects on Water-Side Controlled Gas Exchange in Riverine Systems*. In: Brutsaert & Jirka, eds., Gas Transfer at Water Surfaces. Part 5: Field and Laboratory Experimental Techniques. D. Reidel Publishing Company, pp.437-446.
- JIRKA, G. H. & CHU, C-R., (1993). *Surface Gas Transfer and Turbulence Structure in Combined Wind/Bottom Shear Flow Regimes*. In: S. S. Y. Wang, ed., Advances in Hydro-Science and-Engineering, Vol. I, Part A. Proceedings of the First International Conference on Hydro-Science and-Engineering. Washington, D.C., pp.114-121.
- JOBSON, H. E. & SAYRE, W. W., (1970). *Vertical Transfer in Open Channel Flow*. Journal of Hydraulics Division, ASCE, Vol. 96, n. HY3, pp. 703-724, mar.
- JUN, K. J. & JAIN, S. C., (1993). *Oxygen Transfer in Bubbly Turbulent Shear Flow*. Journal of the Hydraulic Engineering, Vol. 119, n. 1, pp. 21-35, jan.
- KILPATRICK, F. A. & COBB, E. D., (1985). *Measurement of Discharge Using Tracers*. Techniques of Water-Resources Investigations of the U. S. Geological Survey, Book 3, Chapter A16. 52p.

- KILPATRICK, F. A.; RATHBUN, R. E.; YOTSUKURA, N.; PARKER, G. W. & DELONG, L. L., (1989). *Determination of Stream Reaeration Coefficients by Use Tracers*. Techniques of Water-Resources Investigations of the U. S. Geological Survey, Book 3, Chapter A18. 28p.
- KILPATRICK, F. A. & WILSON, J. F., Jr., (1989). *Measurement of Time of Travel in Streams by Dye Tracing*. Techniques of Water-Resources Investigations of the U. S. Geological Survey, Book 3, Chapter A9. 27p.
- KOMORI, S.; MURAKAMI, Y., & UEDA, H., (1989). *The Relationship between Surface-Renewal and Bursting Motions in an Open Channel Flow*. Journal of Fluid Mechanics, Vol. 203, pp. 103-123.
- KOMORI, S.; NAGAOSA, R. & MURAKAMI, Y., (1990). *Mass Transfer into a Turbulent Liquid Across the Zero-Shear Gas-Liquid Interface*. A. I. Ch. E. Journal, Vol. 36, n. 6, pp. 957-960. jun.
- KOMORI, S.; UEDA, H.; OGINO, F. & MIZUSHINA, T., (1982). *Turbulence Structure and Transport Mechanism at the Free Surface in an Open Channel Flow*. Int. Journal of Heat and Mass Transfer, Vol. 25, n. 4, pp. 513-521.
- KOZINSKI, A. A. & KING, C. J., (1966). *The Influence of Diffusivity on Liquid Phase Mass Transfer to the Free Interface in a Stirred Vessel*. A. I. Ch. E. Journal, Vol. 12, n. 1, pp. 109-116, jan.
- KRAMER, G. R., (1974). *Predicting Reaeration Coefficients for Polluted Estuary*. Journal of the Environmental Engineering Division, ASCE, Vol. 100, n. EE1, pp. 77-92, fev.
- KRENKEL, P. A., (1962). *Waste Dispersion Characteristics of Streams Using Turbulent Diffusion Phenomenon*. Journal of the Water Pollution Control Federation, Vol. 34, n.12, pp. 1203-1212.
- KRENKEL, P. A. & ORLOB, G. T., (1962). *Turbulent Diffusion and Reaeration Coefficient*. Journal of the Sanitary Engineering Division, Vol. 88, n. SA2, part I, pp. 53-83, mar.
- LAU, Y. L., (1972a). *Prediction Equation for Reaeration in Open-Channel Flow*. Technical Notes, Journal of the Sanitary Engineering Division, ASCE, Vol. 98, n. SA6, pp. 1063-1068, dez.
- LAU, Y. L., (1972b). *A Review of Conceptual Models and Prediction Equations for Reaeration in Open-Channel Flow*. Inland Water Branch, Department of the Environment, Technical Bulletin N° 61, Ottawa, Canada. 28p.
- LAU, Y. L. & KRISHNAPPAN, B. G., (1977). *Transverse Dispersion in Rectangular Channels*. Journal of Hydraulic Division, ASCE, Vol. 103, n.HY10, pp. 1173-1189, out.

- LEGRAND-MARCQ, C. & LAUDELOUT, H., (1985). *Longitudinal Dispersion in a Forest Stream*. Journal of Hydrology, Vol. 78, n.3/4, pp.317-324, jun.
- LEVENSPIEL, O., (1974). *Engenharia das Reações Químicas. Volume 1 - Cinética Química Aplicada*. Tradução: Sérgio Fuchs Calil. Editora Edgard Blücher Ltda., 211 p.
- LEWIS, W. K. & WHITMAN, W. G., (1924). *Principles of Gas Absorption*. Absorption Symposium. Industrial and Engineering Chemistry, Vol. 16, Nº 12, pp.1215-1220.
- LINCOFF, A. H. & GOSSETT, J. M., (1984). *The Determination of Henry's Constant for Volatile Organics by Equilibrium Partitioning in Closed Systems*. In: Brutsaert & Jirka, eds., Gas Transfer at Water Surfaces. Part 1: Physico-Chemical Fundamentals. D. Reidel Publishing Co., pp. 17-25.
- LISS, P. S. & SLATER, P. G., (1974). *Flux of Gases Across the Air-Sea Interface*. Nature, Vol. 247, pp. 181-184, jan.
- LIU, H., (1977). *Predicting Dispersion Coefficient of Streams*. Journal of the Environmental Engineering Division, ASCE, Vol. 103, n.EE1, pp. 59-69, fev.
- MACKAY, D. & LEINONEN, P. J., (1975). *Rate of Evaporation of Low-Solubility Contaminants from Water Bodies to Atmosphere*. Environmental Science & Technology, Vol. 9, n. 13, pp. 1178-1180, dez.
- MACKAY, D. & YEUN, A. T. K., (1983). *Mass Transfer Coefficient Correlations for Volatilization of Organic Solutes from Water*. Environmental Science & Technology, Vol. 17, n. 4, pp. 211-217.
- MASUTANI, G. K. & STENSTRON, M. K., (1991). *Dynamic Surface Tension Effects on Oxygen Transfer*. Journal of Environmental Engineering, ASCE, Vol. 117, n. 1, pp. 126-142, jan/fev.
- MATSUO, T. & HIRAYAMA, K., (1982). *Studies on Oxygen Transfer Models*. Water Science and Technology, Vol. 14, pp. 321-329.
- MATTER-MÜLLER, C.; GUJER, W. & GIGER, W., (1981). *Transfer of Volatile Substances from Water to the Atmosphere*. Water Research, Vol. 15, n. 11, pp. 1271-1279.
- MATTINGLY, G. E., (1977). *Experimental Study of Wind Effects on Reaeration*. Journal of the Hydraulics Division, ASCE, Vol. 103, n. HY3, pp. 311-323, mar.
- MCAULIFFE, C., (1966). *Solubility in Water of Paraffin, Cycloparaffin, Olefin, Acetylene, Cicloolefin, and Aromatic Hydrocarbons*. The Journal of Physical Chemistry, Vol. 70, n. 4, pp. 1267-1275, abril.

- MCNAIR, H. M., (1981). *Cromatografia de Gases*. Programa Regional de Desarrollo Científico y Tecnológico. Secretaria Geral da Organização dos Estados Americanos. Washington. 91 p.
- MCNAIR, H. M. & BONELLI, E. J., (1969). *Basic Gas Chromatography*. Varian Aerograph. Berkeley. 306 p.
- MCQUIVEY, R. S. & KEEFER, T. N., (1974). *Simple Method for Predicting Dispersion in Streams*. Journal of the Environmental Engineering Division, ASCE, Vol. 100, n. EE4, pp. 997-1011, ago.
- METZGER, I., (1968). *Effects of Temperature on Stream Aeration*. Journal of the Sanitary Engineering Division, Vol. 94, n. SA6, pp. 1153-1159, dez.
- METZGER, I. & DOBBINS, W. E., (1967). *Role of Fluid Properties in Gas Transfer*. Environmental Science and Technology, Vol. 1, n. 1, pp. 57-65, jan.
- MOMESSO, A. M.; CUNHA, A. C. da; SCHULZ, S. A. G. & SCHULZ, H. E., (1996). *Absorção de Oxigênio e Dessorção de Gases Orgânicos pela Água*. Proc. of the 6th Brazilian Congress of Engineering and Thermal Sciences - 6th Latin American Congress of Heat and Mass Transfer, Florianópolis, SC. Vol II, pp. 1267-1272, nov.
- MOREL-SEYTOUX, H. J. & LAU, D. H., (1975). *Discussão: Statistical Evaluation of Reaeration Predictions Equations*, de L. C. Brown. Journal of the Environmental Engineering Division, n. EE5, pp. 859-861, out.
- MUNZ, C. & ROBERTS, P. V., (1984). *The Ratio of Gas-Phase to Liquid-Phase Mass Transfer Coefficients in Gas-Liquid Contacting Process*. In: Brutsaert & Jirka, eds., Gas Transfer at Water Surfaces. Part 1: Physico-Chemical Fundamentals. D. Reidel Publishing Co., pp. 35-45.
- NEGULESCU, M. & ROJANSKI, V., (1969). *Recent Research to Determine Reaeration Coefficient*. Water Research, Vol. 3, pp. 189-202.
- NIKORA, V. I. & SUKHODOLOV, A. N., (1993). *Longitudinal Dispersion of a Conservative Pollutants in Small Rivers*. In: Sam S. Y. Wang, ed., Advances in Hydro-Science and-Engineering. Proc. of the First International Conference on Hydro-Science and-Engineering, Washington. Vol. I, Part A, pp. 379-384.
- NORDIN, C. F., Jr. & TROUTMAN, B. M., (1980). *Longitudinal Dispersion in Rivers: The Persistence of Skewness in Observed Data*. Water Resources Research, Vol. 16, n.1, pp.123-128, fev.
- O'CONNOR, D. J., (1984). *The Significance of Gas Exchange in Water Quality Assessment and Planning*. In: Brutsaert & Jirka, eds., Gas Transfer at Water Surfaces. Part 7: Water Quality and Engineering Applications. D. Reidel Publishing Co., pp. 559-576.

- O'CONNOR, D. J. & DOBBINS, W. E., (1958). *Mechanism of Reaeration in Natural Streams*. Transactions, ASCE, Paper n. 2934, pp. 641-684.
- OWENS, D. J. & DOBBINS, W. E., (1958). *Mechanism of Reaeration in Natural Streams*. Transactions, ASCE, Paper n. 2934, pp. 641-684.
- PARKER, G. W. & DESIMONE, L. A., (1991). *Characteristics of Low-Slope Streams that Affect O_2 Transfer Rates*. In: Wilhelms & Gulliver, eds., *Air-Water Mass Transfer. Second International Symposium on Gas Transfer at Water Surfaces. Part IV: Gas Transfer Applications. Chapter IV-1: Streams/Rivers*. (Minneapolis - Minnesota). ASCE, N. York, pp. 362-377, set.
- PARKER, G. W. & GAY, F. B., (1987). *A Procedure for Estimating Reaeration Coefficients for Massachusetts Streams*. U. S. Geological Survey - Water-Resources Investigations Report 86-4111. 34p.
- PARKHURST, J. D. & POMEROY, R. D., (1972). *Oxygen Absorption in Streams*. Journal of the Sanitary Engineering Division, Vol. 98, n. SA1, pp. 101-124, fev.
- PATTERSON, C. C. & GLOYNA, E. F., (1965). *Dispersion Measurement in Open Channels*. Journal of the Sanitary Engineering Division, Vol. 91, n. SA3, part 1, pp.17-29, jun.
- PENG, J.; BEWTRA, J. K & BISWAS, N., (1995). *Effect of Turbulence on Volatilization of Selected Organic Compounds from Water*. Water Environment Research, Vol. 67, n. 1, pp. 101-107.
- PILLA, L., (1980). *Fisico Química 2*. Livros Técnicos e Científicos S. A., Rio de Janeiro, 912 p.
- PLATE, E. J. & FRIEDRICH, R., (1984). *Reaeration in Open Channel Flow*. In: Brutsaert & Jirka, eds., *Gas Transfer at Water Surfaces. Part 4: Conceptual Models and Parameterization of Gas Transfer*. D. Reidel Publishing Company, pp.333-346.
- QUINET, J., (1970). *Matemática Superior. Tomo V - Equações Diferenciais e Aplicações*. Traduzido por R. P. da S. Sieczkowski. Ed. Globo, Porto Alegre (RS), 264p.
- RAINWATER, K. A. & HOLLEY, E. D., (1983). *Laboratory Studies of the Hydrocarbon Gas Tracer Technique for Reaeration Measurement*. University of Texas Center for Research in Water Resources. Report 189. 114p.
- RATHBUN, R. E., (1977). *Reaeration Coefficients of Streams - State-of-the Art*. Journal of Hydraulics Division, Vol. 103, n. HY4, pp. 409-424, abr.
- RATHBUN, R. E., (1988). *Discussão: Flume Tests on Hydrocarbon Reaeration Tracer Gases*, de J. D. Bales, & E. R. Holley. Journal of Environmental Engineering, ASCE, Vol. 114, n. 2, pp. 473-478, abr.

- RATHBUN, R. E., (1989a). Discussão: *Effect of Temperature on Oxygen Transfer - Laboratory Studies*, de A. C. Chao, D. S. Chang, C. Smallwood Jr. & W. S. Galler. *Journal of Environmental Engineering*, Vol. 115, n. 2, pp. 482-484, abr.
- RATHBUN, R. E., (1989b). Discussão: *Influence of Temperature on Oxygen Transfer*, de A. C. Chao, D. S. Chang, C. Smallwood Jr. & W. S. Galler. *Journal of Environmental Engineering*, Vol. 115, n. 4, pp. 868-869, ago.
- RATHBUN, R. E.; SCHULTZ, D. J. & STEPHENS, D. W., (1975). *Preliminary Experiments with a Modified Tracer Technique for Measuring Stream Reaeration Coefficients*. U. S. Geological Survey Open File Report 75-256.
- RATHBUN, R. E.; STEPHENS, D. W.; SCHULTZ, D. J. & TAI, D. Y., (1978). *Laboratory Studies of Gas Tracers for Reaeration*. *Journal of Environmental Engineering Division, ASCE*, Vol 104, n. EE-2, pp. 215-229, abr.
- RATHBUN, R. E.; STEPHENS, D. W.; SCHULTZ, D. J. & TAI, D. Y., (1980). Closure on: *Laboratory Studies of Gas Tracers for Reaeration*. *Journal of Environmental Engineering Division, ASCE*, Vol 106, n. EE-3, pp. 663-670.
- RATHBUN, R. E. & TAI, D. Y., (1981). *Technique for Determining the Volatilization Coefficients of Priority Pollutants in Streams*. *Water Research*, Vol. 15, n. 2, pp. 243-250.
- RATHBUN, R. E. & TAI, D. Y., (1982). *Volatilization of Organic Compounds from Streams*. *Journal of the Environmental Engineering Division, ASCE*, Vol. 108, n. EE5, pp. 973-989, out.
- RATHBUN, R. E. & TAI, D. Y., (1987). *Volatilization of Ethylene Dibromide from Water*. *Environmental Science & Technology*, Vol. 21, n. 3, pp. 248-252.
- ROBERTS, P. V. & DÄNDLIKER, P. G., (1983). *Mass Transfer of Volatile Organics Contaminants from Aqueous Solution to the Atmosphere During Surface Aeration*. *Environmental Science and Technology*, Vol. 17, n. 8, pp. 484-489.
- SMITH, J. H.; BOMBERGER, D. C., Jr. & HAYNES, D. L., (1980). *Prediction of the Volatilization Rates of High-Volatility Chemicals from Natural Water Bodies*. *Environmental Science & Technology*, Vol. 14, n. 11, pp. 1332-1337.
- SABOL, G. V. & NORDIN, C. F., Jr., (1978). *Dispersion in Rivers as Related to Storage Zonas*. *Journal of Hydraulic Division, ASCE*, Vol. 104, n. HY5, pp. 695-708, maio.
- SAWYER, C. N. & MCCARTY, P. L., (1978). *Chemistry for Environmental Engineering*. McGraw-Hill Book Company. 532 p.
- 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 de mestrado. Escola de Engenharia de São Carlos - Universidade de São Paulo.
- SCHULZ, H. E., (1990). *Investigação do Mecanismo de Reoxigenação da Água em Escoamento e sua Correlação com o Nível de Turbulência junto à Superfície*. Tese de Doutorado. Escola de Engenharia de São Carlos - Universidade de São Paulo.
- SCHULZ, H. E.; BARBOSA, A. R., Jr.; SCHULZ, S. A. G. & KREBS, P., (1993). *A Review of Gas Transfer at Liquid Surfaces for Sanitary Engineering and Environmental Quality*. In: Sam S. Y. Wang, ed., *Advances in Hydro-Science and-Engineering, Vol. I, Part A. Proc. First International Conference on Hydro-Science and-Engineering, Washington, D.C., june*.
- SCHULZ, H. E.; BICUDO, J. R. P. W.; BARBOSA, A. R., Jr. & GIORGETTI, M. F., (1991). *Turbulent Water Aeration: Analytical Approach and Experimental Data*. In: Wilhelms & Gulliver, eds., *Air-Water Mass Transfer. Second International Symposium on Gas Transfer at Water Surfaces. Part II: Fundamentals, Chapter II-2: Modeling. (Minneapolis-Minnesota)*. ASCE, N. York, pp.142-155.
- SCHULZ, H. E & GIORGETTI, M. F., (1991). *Measurement of Reaeration Coefficient with the Soluble Solids Probe*. In: Wilhelms & Gulliver, eds., *Air-Water Mass Transfer. Second International Symposium on Gas Transfer at Water Surfaces. Part III: Development of Experimental Techniques, Chapter III-2: Field Measurement Techniques. (Minneapolis-Minnesota)*. ASCE, N. York, pp.278-293.
- SEO, I. W. & MAXWELL, W. H. C., (1992). *Modeling Low-Flow Mixing Through Pools and Riffles*. *Journal of Hydraulic Engineering*, Vol. 118, n.10, pp.1046-1423, out.
- SHULTZ, D. J.; PANKOW, J. F.; TAI, D. Y.; STEPHENS, D. W. & RATHBUN, R. E., (1976). *Determination, Storage, and Preservation of Low Molecular Weight Hydrocarbon Gases in Aqueous Solution*. *Journal of Research of U. S. Geological Survey*, Vol. 4, n. 2, pp. 247-251, mar/abr.
- ST. JOHN, J.P.; GALLAGHER, T.W. & PAQUIN, P. R., (1984). *The Sensitivity of the Dissolved Oxygen Balance to Predictive Reaeration Equations*. In: Brutsaert & Jirka, eds., *Gas Transfer at Water Surfaces. Part 7: Water Quality and Engineering Applications*. D. Reidel Publishing Co., pp. 577-588.
- SWINNERTON, J. W. & LINNENBOM, V. J., (1967). *Determination of the C₁ to C₄ Hydrocarbons in Sea Water by Gas Chromatography*. *Journal of the Gas Chromatography*, Vol. 5, pp. 570-573, nov.
- TAMBURRINO, A. & GULLIVER, J. S., (1991). *Surface Renewal Due to Large Flow Structures in Open Channel Flow*. In: Wilhelms & Gulliver, eds., *Air-Water Mass Transfer. Second International Symposium on Gas Transfer at Water*

- Surfaces. Part II: Fundamentals, Chapter II-1: Physical Phenomenon. (Minneapolis - Minnesota). ASCE, N. York, pp.126-139.
- TAYLOR, G., (1921). *Diffusion by Continuous Movements*. Proceedings of London Mathematical Society, Series A, 20, pp. 196-211.
- TAYLOR, G., (1953). *Dispersion of Soluble Matter in Solvent Flowing Slowly Throught a Tube*. Proceedings of the Royal Society of London, Series A, Vol. 219, pp. 186-203.
- TAYLOR, G., (1954). *The Dispersion of Matter in Turbulent Flow Throught a Pipe*. Proceedings of the Royal Society of London, Series A, Vol. 223, pp. 446-468.
- THACKSTON, E. L. & SCHNELLE, K. B., Jr., (1970). *Predicting Effects of Dead Zones on Stream Mixing*. Journal of Sanitary Engineering Division, Vol 96, n.SA2, pp. 319-331, abr.
- THEMELIS, N. J., (1995). *Transport and Chemical Rate Phenomena*. Gordon and Breach Publishers, 369 p.
- THENE, J. R., (1990). *Gas-Transfer Measurements Using Headspace Analysis of Propane*. Journal of Environmental Engineering, ASCE, Vol. 116, n. 6, pp. 1107-1124, nov./dez.
- THEOFANOUS, T. G.; HOUZE, R. N. & BRUMFIELD, L. K., (1976). *Turbulent Mass Transfer at Free, Gas-Liquid Interfaces, with Applications to Open-Channel, Bubble and Jet Flows*. Int. Journal of Heat and Mass Transfer, Vol 19, pp. 613-624.
- TOOR, H. L. & MARCHELLO, J. M., (1958). *Film-Penetration Model for Mass and Heat Transfer*. A. I. Ch. E. Journal, Vol 4, n. 1, pp. 97-101, mar.
- TSAI, Y.H. & HOLLEY, E. R., (1978). *Temporal Moments for Longitudinal Dispersion*. Journal of Hydraulics Division, Vol. 104, n. HY12, pp. 1617-1634, dez.
- TSIVOLGLOU, E. C., (1979). Discussão: *Laboratory Studies of Gas Tracers for Reaeration*, de R. E. Rathbun, D. W. Stephens, D. J. Schultz & D. Y. Tai. Journal of the Environmental Engineering Division, ASCE, Vol. 105, n. EE2, pp. 426-428.
- TSIVOLGLOU, E. C.; COHEN, J. B.; SHEARER, S. D. & GODSIL, P. J., (1968). *Tracer Measurement of Stream Reaeration - II. Field Studies*. Journal of Water Pollution Control Federation, Vol. 40, n. 2, pp. 285-305.
- TSIVOGLOU, E.C. & NEAL, L.A., (1976). *Tracer Measurements of Reaeration, Part 3, Predicting the Reaeration Capacity of Inland Streams*. Journal of the Water Pollution Control Federation, Vol. 48, n. 12, pp. 2669-2689.

- TSIVOGLU, E. C.; O'CONNELL, R. L.; WALTER, C. M.; GODSIL, P. J. & LONGSDON, G. S., (1965). *Tracer Measurements of Atmospheric Reaeration - I. Laboratory Studies*. Journal of Water Pollution Control Federation, Vol. 37, n. 10, pp. 1343-2362.
- TURNER DESIGNS, (1990). *Model 10 Fluorometer User's Manual*.
- VALENTINE, E. M. & WOOD, I. R., (1977). *Longitudinal Dispersion with Dead Zones*. Journal of Hydraulics Division, Vol. 103, n.HY9, pp.975-990, set.
- VALENTINE, E. M. & WOOD, I. R., (1979). *Experiments in Longitudinal Dispersion with Dead Zones*. Journal of Hydraulics Division, Vol. 105, n.HY8, pp.999-1016, ag.
- VARGAS B., J. & MELLADO CH., M., (1994). *Modelo de Estimacion del Coeficiente de Dispersion Longitudinal en Rios Anchos, de Profundidad y Pendiente Escasa*. XVI Congreso Latino Americano de Hidráulica. Santiago, Chile, noviembre 1994. pp. 385-396.
- VERDUZCO, M. B.; AGUDO, J. P. & MEYER-SCHARENBERG, U., (1994). *Determinacion Teórico-Experimental del Coeficiente de Dispersión Longitudinal*. XVI Congreso Latino Americano de Hidráulica. Santiago, Chile, noviembre 1994. pp. 289-300.
- WEBEL, G. & SCHATZMANN, M. (1984). *Transverse Mixing in Open Channel Flow*. Journal of Hydraulic Engineering, ASCE, Vol. 110, N. 4, pp. 423-435, abr.
- WEIZHEN, Z.; YULIANG, L. & CHANG-ZHAO, T. (1991). *Effects of Waves on Stream Reaeration*. In: Lee & Cheung, eds., Environmental Hydraulics, Proc. of the International Symposium on Environmental Hydraulics, Hong Kong, pp. 433-437.
- WHITTEMORE, R. H., (1991). *Development of an Expert System for Estimating Stream Reaeration Rates*. In: Wilhelms, S. C. & Gulliver, J. S., eds. Air-Water Mass Transfer. Part IV: Gas Transfer Applications. Chapter IV-1: Streams/Rivers. Second International Symposium on Gas Transfer at Water Surfaces. (Minneapolis - Minnesota). ASCE, N. York, pp. 378-385.
- WIERZIMOK, D. & JÄHNE, B., (1991). *Measurement of Wave-Induced Turbulent Flow Structures Using Digital Image Sequence Analysis*. In: Wilhelms & Gulliver, eds., Air-Water Mass Transfer. Part III: Development of Experimental Techniques, Chapter III-1: Laboratory Measurement Techniques. Second International Symposium on Gas Transfer at Water Surfaces (Minneapolis-Minnesota). ASCE, N. York, pp.200-209.
- WILCOCK, R. J., (1984a). *Methyl Chloride as a Gas-Tracer for Measuring Stream Reaeration Coefficients - I. Laboratory Studies*. Water Research, Vol. 18, n. 1, pp. 47-52.

- WILCOCK, R. J., (1984b). *Methyl Chloride as a Gas-Tracer for Measuring Stream Reaeration Coefficients - II. Stream Studies*. Water Research, Vol. 18, n. 1, pp. 53-57.
- WILCOCK, R. J., (1984c). *Reaeration Studies on Some New Zealand Rivers Using Methyl Chloride as a Gas Tracer*. In: Brutsaert & Jirka, eds., Gas Transfer at Water Surfaces. Part 5: Field and Laboratory Experimental Techniques. D. Reidel Publishing Co., pp. 413-420.
- WILCOCK, R. J., (1988). *Study of River Reaeration at Different Flow Rates*. Journal of the Environmental Engineering, Vol. 114, n. 1, pp. 91-105, fev.
- WILCOCK, R. J. & MCBRIDE, G. B., (1989). Discussão: *Influence of Temperature on Oxygen Transfer*, de A. C. Chao, D. S. Chang, C. Smallwood Jr. & W. S. Galler. Journal of Environmental Engineering, Vol. 115, n. 4, pp. 869-871, ago.
- WILKE, C. R. & CHANG, P., (1955). *Correlation of Diffusion Coefficients in Dilute Solutions*. American of Industrial Chemical Engineering Journal, Vol. 1, n. 2, pp. 264-270, jun.
- WILSON, J. F., Jr.; COBB, E. D. & KILPATRICK, F. A., (1986). *Fluorometric Procedures for Dye Tracing*. Techniques of Water-Resources Investigations of the U. S. Geological Survey, Book 3, Chapter A12. 41p.
- WOLFF, L.; LIU, Z.-C. & HANRATTY, T. J., (1991). *A Fluorescence Technique to Measure Concentration Gradients Near an Interface*. In: Wilhelms & Gulliver, eds., Air-Water Mass Transfer. Part III: Development of Experimental Techniques, Chapter III-1: Laboratory Measurement Techniques. Second International Symposium on Gas Transfer at Water Surfaces (Minneapolis-Minnesota). ASCE, N. York, pp. 210-218.
- WROBEL, L. C.; BUGGE, T. R. & PRODANOFF, J. H., (1989). *A Study of River Pollution Using the QUICKEST Finite Difference Algorithm*. Hydrosoft, Vol. 2, n. 4, pp. 172-175.
- YOTSUKURA, N. & COBB, E. D., (1972). *Transverse Diffusion of Solutes in Natural Streams*. Dispersion in Surface Water. U. S. Geological Survey Professional Paper 582-C. 19p.
- YOTSUKURA, N. & KILPATRICK, F.A., (1973). *Tracer Simulation of Soluble Waste Concentration*. ASCE, Journal of the Environmental Engineering Division, Vol. 99, n. EE4, pp. 499-515.
- YOTSUKURA, N. & SAYRE, W. W., (1976). *Transverse Mixing in Natural Channels*. Water Resources Research, Vol. 12, n. 4, pp. 695-704, ago.
- YOTSUKURA, N.; STEDFAST, D. A; DRAPER, R. E. & BRUTSAERT, W. H., (1983). *An Assesment of Steady-State Propane-Gas Tracer Method for Reaeration*

- Coefficients - Cowaselon Creek, N. York.* U. S. Geological Survey - Water-Resources Investigations Report 83-4183. 88p.
- YOTSUKURA, N.; STEDFAST, & JIRKA, G. H., (1984). *An assesment of Steady-State Propane-Gas Tracer Method for Determining Reaeration Coefficients - Chenango River, N. York.* U.S. Geological Survey Water-Resources Investigations Report 84-4368.
- YU, YUN-SHENG & WENZHI, LIU, (1989). *Longitudinal Dispersion in Rivers: A Dead-Zone Model Solution.* Water Resources Bulletin, AWRA, Vol. 25, n. 2, pp.319-325, abr.

APÊNDICE

REPORT

The first part of the report deals with the general situation of the country. It is a very interesting and informative study of the country's development. The author has done a great deal of research and has gathered a wealth of material. The report is well written and is a valuable contribution to the study of the country's development.

The second part of the report deals with the economic situation of the country. It is a very interesting and informative study of the country's economic development. The author has done a great deal of research and has gathered a wealth of material. The report is well written and is a valuable contribution to the study of the country's economic development.

The third part of the report deals with the social situation of the country. It is a very interesting and informative study of the country's social development. The author has done a great deal of research and has gathered a wealth of material. The report is well written and is a valuable contribution to the study of the country's social development.

APÊNDICE A

Análise Dimensional para o Coeficiente de Transferência de Massa na Linha de Recalque do Sistema Moto-Bomba de Dissolução do Gás Propano

Para o escoamento turbulento de uma mistura ar-água, quando se busca efetuar a representação dos parâmetros relevantes no problema da transferência gasosa pode-se, inicialmente, considerar a importância das escalas da turbulência de comprimento e velocidade. Para isso, com base na apresentação feita no item 3.3.1, o coeficiente de transferência de massa poderia ser escrito como uma função da razão entre a intensidade da turbulência e uma escala de comprimento.

Seguindo exposição feita por JUN & JAIN (1993), para uma dada velocidade média, a intensidade da turbulência varia com a rugosidade do tubo. Duas escalas de comprimento são normalmente utilizadas para a turbulência. Estas escalas têm papéis distintos no processo da transferência gasosa, uma vez que são baseadas no conceito de que os grandes turbilhões são os portadores de energia, enquanto os pequenos são os responsáveis pela sua dissipação. Para a dimensão das escalas assume-se que os grandes turbilhões são da ordem da escala geométrica do escoamento, ao passo que os pequenos turbilhões são representados pela microescala de comprimento de Kolmogorov. Esta última pode ser posta na forma já descrita no item 3.3.1 como

$$\Lambda = \left(\frac{v^3}{\varepsilon} \right)^{1/4}, \quad (\text{A.1})$$

sendo ε a taxa de dissipação da energia cinética por unidade de massa do líquido e v a viscosidade cinemática do líquido. Para o escoamento turbulento completamente desenvolvido em tubos de seção circular uniforme, a taxa média de dissipação da energia cinética turbulenta, por unidade de massa, pode ser posta na forma

$$\bar{\varepsilon} = \frac{\tau_0 (\pi D_t L_t) U}{\rho (\pi D_t^2 / 4) L_t} = 4 \tau_0 \frac{U}{\rho D_t} \quad (\text{A.2})$$

sendo

τ_0 = tensão de cisalhamento na parede,

D_t = diâmetro interno do tubo,

L_t = comprimento da tubulação,

U = velocidade média do escoamento,

ρ = massa específica da água.

A tensão de cisalhamento na parede pode ainda ser escrita como

$$\tau_0 = \frac{f}{8} \rho U^2 \quad (\text{A.3})$$

sendo f o fator de atrito, uma função do número de Reynolds do escoamento, $Re = UD_t/\nu$, e da rugosidade relativa do tubo. Assim, de (A.2) e (A.3), escreve-se

$$\bar{\varepsilon} = f \frac{U^3}{2D_t} \quad (\text{A.4})$$

Se o valor de ε da Eq. (A.1) é substituído pela taxa média de dissipação de energia (Eq. A.4), a escala dos pequenos turbilhões poderá ser escrita como

$$\Lambda \approx f^{-1/4} \cdot Re^{-3/4} \cdot D_t \quad (\text{A.5})$$

Considerando-se a dependência do coeficiente de transferência de massa das escalas da turbulência de comprimento e velocidade, o resultado contido na Eq. (A.5) mostra que o processo da transferência gasosa deverá ser influenciado pelas características hidrodinâmicas e geométricas do escoamento da água no conduto sob pressão.

Na aplicação da análise dimensional ao problema do escoamento turbulento da mistura gás-água em um conduto sob pressão, com base em todo o desenvolvimento feito no capítulo 3 e no resultado contido na Eq. (A.5), na seleção dos parâmetros que afetam o coeficiente volumétrico de transferência de massa deverão ser incluídos o diâmetro interno da tubulação, D_t , o coeficiente de rugosidade absoluta da parede da canalização, e_r , a velocidade média do escoamento U , e as propriedades associadas à natureza do líquido dadas pela massa específica, ρ , e viscosidade cinemática, ν , bem como a difusividade molecular do gás no líquido, D_m . Em complementação, para um sistema de dissolução por borbulhamento do gás, é importante ainda considerar tanto a quantidade de gás quanto o tamanho das bolhas presentes na mistura. Assim, tomando-se $K_L a$ como variável dependente, esta deverá ser expressa como uma função do seguinte conjunto de variáveis intervientes:

$$K_L a = f(D_t, e_r, U, \nu, \rho, \rho_g, Q_g, L_{bg}, D_m) \quad (\text{A.6})$$

onde

ρ_g = massa específica do gás,

Q_g = taxa de introdução do gás na linha de escoamento da água (vazão do gás),

L_{bg} = escala de comprimento para o tamanho das bolhas do gás,

e as demais grandezas conforme já definidas.

Utilizando-se o teorema de Buckingham-Pi, e tomando-se L , M e T como as três dimensões independentes requeridas para a especificação das dimensões dos parâmetros envolvidos, para as dez variáveis consideradas na Eq. (A.6) ter-se-á sete grupos adimensionais a determinar. Escreve-se, pois,

$$G(\pi_1, \pi_2, \pi_3, \pi_4, \pi_5, \pi_6, \pi_7) = 0 \quad (\text{A.7})$$

ou

$$\pi_1 = G_1(\pi_2, \pi_3, \pi_4, \pi_5, \pi_6, \pi_7). \quad (\text{A.8})$$

Na aplicação do teorema de Buckingham-Pi, escolhendo-se ρ , D_t e U como parâmetros repetitivos, obtém-se os seguintes grupos adimensionais:

$$\pi_1 = \frac{K_L a \cdot D_t}{U}, \quad \pi_2 = \frac{e_r}{D_t}, \quad \pi_3 = \frac{v}{U \cdot D_t}, \quad \pi_4 = \frac{D_m}{U \cdot D_t}, \quad \pi_5 = \frac{\rho_g}{\rho}, \quad \pi_6 = \frac{Q_g}{U \cdot D_t^2} \text{ e } \pi_7 = \frac{L_{bg}}{D_t}.$$

O adimensional π_3 é o inverso do número de Reynolds do escoamento, enquanto π_4 pode ser visto como um número de Peclet (Pe) para a transferência de massa, isto é

$$\pi_3 = \frac{v}{U \cdot D_t} = \frac{1}{Re}$$

e

$$\pi_4 = \frac{D_m}{U \cdot D_t} = \frac{v}{U \cdot D_t} \cdot \frac{D_m}{v} = \frac{1}{Pe} = \frac{1}{Re \cdot Sc}$$

sendo Sc = número de Schmidt = v/D_m .

Para os presentes propósitos, a Eq. (A.8) poderá ser escrita como

$$\frac{K_L a \cdot D_t}{U} = G_1 \left(\frac{e_r}{D_t}, Re, \frac{D_m}{U \cdot D_t}, \frac{\rho_g}{\rho}, \lambda_Q, \frac{L_{bg}}{D_t} \right) \quad (\text{A.9})$$

onde λ_Q representa a quantidade relativa das substâncias que formam a mistura,

$$\lambda_Q = Q_g/Q_b, \quad (\text{A.10})$$

sendo Q_b é a vazão de água em escoamento (velocidade média multiplicada pela área da seção transversal do tubo).

Para se estabelecer uma relação entre os grupos adimensionais seria necessária a obtenção de dados experimentais com cada uma das variáveis em um conjunto suficientemente grande de valores (cinco, por exemplo) para todas as combinações das outras variáveis. Ter-se-iam, assim, $5^7 = 78125$ testes para encontrar os expoentes de uma relação do tipo da Eq. (3.33):

$$\frac{K_L a \cdot D_t}{U} = C \cdot \left(\frac{e_r}{D_t}\right)^a \cdot (Re)^b \cdot (Sc)^c \cdot \left(\frac{p_g}{\rho}\right)^d \cdot (\lambda_Q)^e \cdot \left(\frac{L_{bg}}{D_t}\right)^f. \quad (\text{A.11})$$

Algumas simplificações podem ser feitas sobre este modelo geral. Inicialmente, considerado o fato de que o interesse maior na presente abordagem é voltado para o estudo da dissolução do gás propano em água, D_m poderá ser feito igual a uma constante se a temperatura puder ser tomada como invariável. Em adição, se as variações das demais propriedades do gás e da água puderem ser admitidas desprezíveis nas condições de ensaio, então a Eq. (A.11) reduzir-se-á à forma

$$\frac{K_L a \cdot D_t}{U} = C_1 \cdot (e_r/D_t)^a \cdot (Re)^b \cdot (\lambda_Q)^c \cdot (L_{bg}/D_t)^d. \quad (\text{A.12})$$

Assim, na forma final a Eq. (A.12) estará levando em conta:

i) a importância das escalas da turbulência de comprimento e velocidade no processo da transferência de massa gasosa, refletidas nos grupos adimensionais e_r/D_t e Re ;

ii) o efeito relativo da escala de comprimento das bolhas pela macroescala do escoamento, por meio do termo L_{bg}/D_t ; e

iii) as quantidades relativas das substâncias que formam a mistura, através do parâmetro λ_Q .

A impossibilidade prática de medir ou estimar o parâmetro L_{bg} , tanto na câmara do rotor da bomba quanto na linha de recalque, reduz toda a análise feita a um caráter exclusivamente expositivo.