

UNIVERSIDADE FEDERAL DO ESPÍRITO SANTO
CENTRO TECNOLÓGICO
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA AMBIENTAL

DANIELI SOARES DE OLIVEIRA

**PROPOSIÇÃO DE MODELO DE PREVISÃO DE DESEMPENHO DE
UNIDADES DE FLOCULAÇÃO TUBULARES HELICOIDAIS**

VITÓRIA
2014

DANIELI SOARES DE OLIVEIRA

**PROPOSIÇÃO DE MODELO DE PREVISÃO DE DESEMPENHO DE
UNIDADES DE FLOCULAÇÃO TUBULARES HELICOIDAIS**

Tese apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Ambiental do Centro Tecnológico da Universidade Federal do Espírito Santo, como requisito parcial para obtenção do Grau de Doutor em Engenharia Ambiental.

Orientador: Prof. Dr. Edmilson Costa Teixeira.

VITÓRIA
2014

Dados Internacionais de Catalogação-na-publicação (CIP)
(Biblioteca Setorial Tecnológica,
Universidade Federal do Espírito Santo, ES, Brasil)

O48p Oliveira, Danieli Soares de, 1982-
Proposição de modelo de previsão de desempenho de unidades de floculação tubulares helicoidais / Danieli Soares de Oliveira. – 2014.
162 f. : il.

Orientador: Edmilson Costa Teixeira.
Tese (Doutorado em Engenharia Ambiental) – Universidade Federal do Espírito Santo, Centro Tecnológico.

1. Fluidodinâmica computacional. 2. Floculação. 3. Água – Purificação. 4. Hidrodinâmica. 5. Floculadores Tubulares Helicoidais. I. Teixeira, Edmilson Costa. II. Universidade Federal do Espírito Santo. Centro Tecnológico. III. Título.

CDU: 628

DANIELI SOARES DE OLIVEIRA

**PROPOSIÇÃO DE MODELO DE PREVISÃO DE DESEMPENHO DE
UNIDADES DE FLOCULAÇÃO TUBULARES HELICOIDAIS**

Tese submetida ao programa de Pós-Graduação em Engenharia Ambiental do Centro Tecnológico da Universidade Federal do Espírito Santo, como requisito parcial para a obtenção do Grau de Doutor em Engenharia Ambiental.

12 de dezembro de 2014

COMISSÃO EXAMINADORA

Prof. Dr. Edmilson Costa Teixeira
Universidade Federal do Espírito Santo
Orientador

Prof. Dr. Marcelo Libânio
Universidade Federal de Minas Gerais
Examinador Externo

Prof. Dr. William Bonino Rauen
Universidade Positivo
Examinador Externo

Prof. Dr. Elvis Carissimi
Universidade Federal de Santa Maria
Examinador Externo

Prof. Dr. Daniel Rigo
Universidade Federal do Espírito Santo
Examinador Interno

Prof. Dra. Edumar Ramos Cabral Coelho
Universidade Federal do Espírito Santo
Examinadora Interna

RESUMO

A utilização de Floculadores Tubulares Helicoidais (FTHs) em sistemas hidráulicos de clarificação tem produzido altas eficiências de remoção de turbidez associadas a baixos tempos de processo, quando comparado às unidades comumente utilizadas para este fim. Em Oliveira (2008) é apresentado um modelo de estimativa de remoção de turbidez baseado em características geométricas e hidráulicas de 84 FTHs; no entanto, não considera características hidrodinâmicas das unidades, sendo estas de grande importância na interação entre as partículas presentes na massa líquida e, conseqüentemente, na formação e/ou desestruturação de flocos. Assim, é apresentado nesta tese o aperfeiçoamento do modelo de estimativa de eficiência de remoção de turbidez proposto por Oliveira (2008), com enfoque em aspectos hidrodinâmicos da floculação. Para tanto, a caracterização hidrodinâmica dos FTHs foi aprimorada com o auxílio de modelagem fluidodinâmica computacional (CFD), o que permitiu a obtenção de uma metodologia alternativa para a determinação do parâmetro gradiente médio de velocidade (G) pela via hidrodinâmica, sendo este um parâmetro de grande relevância no projeto de floculadores. Tal metodologia apresenta forte embasamento físico, alto coeficiente de determinação quando correlacionado com os valores obtidos de forma hidráulica ($R^2=0,96$), e baixos desvios médios quando comparados com os resultados obtidos com os modelos empíricos comumente utilizados (15,8%), indicando ser uma boa ferramenta para a determinação de G . A busca pelo aperfeiçoamento da caracterização hidrodinâmica do reator considerou quatro outros parâmetros hidrodinâmicos: o *swirl number* (S_N), a energia cinética específica média ($\overline{E_{ce}}$), a vorticidade (W) e a helicidade (H). A inserção destes parâmetros permitiu a obtenção de um modelo de estimativa de eficiência de remoção de turbidez mais aderente ao processo físico, quando comparado ao modelo de Oliveira (2008). Essa maior aderência é mensurada pela capacidade de prever, de forma satisfatória, o comportamento ascendente-descendente da eficiência de remoção de turbidez, ao longo do tempo de processo, verificado por meio de modelagem física, o que não é possibilitado por nenhum modelo analítico disponível na literatura para floculador de fluxo contínuo. Além disso, tanto o coeficiente de determinação como o valor médio do desvio percentual absoluto apresentaram melhorias significativas, passando, respectivamente, de 0,83 para 0,92, e de 2,4% para 1,7%. Estes resultados indicam que o modelo proposto neste trabalho se torna muito promissor no auxílio ao projeto racional de FTHs.

Palavras - chave: Fluidodinâmica Computacional, Floculação, Eficiência de Remoção de Turbidez, Floculadores Tubulares Helicoidais, Hidrodinâmica, Gradiente Médio de Velocidade.

ABSTRACT

The use of Helically Coiled Tube Flocculators (Portuguese acronym: FTHs) in water clarification systems has shown high efficiency in removing turbidity, and short process times, compared to units commonly used for this purpose. Oliveira (2008) shows an estimation model for removing turbidity based on geometrical and hydraulic characteristics of 84 FTHs. However, the author does not take the hydrodynamic characteristics of the unit into account, which are highly important for the interaction between the particles present in water and, consequently, for the formation and destructuring of flocs. Therefore, this thesis presents an improved model for efficiency estimation of turbidity removal based on Oliveira's (2008), focusing on hydrodynamic aspects of flocculation. For this purpose, hydrodynamic characterization of FTHs was enhanced using computational fluid dynamic modelling (CFD), which allowed us to employ alternative methodology to determine the mean velocity gradient parameter (G) through hydrodynamics. This parameter is highly significant for designing flocculators. This methodology has strong physical basis, high determination coefficient when correlated to values obtained hydraulically ($R^2=0.96$), and low mean deviations compared to results obtained through commonly used empirical models (15.8%). This means that it is a good tool for determining G . The search for improving the reactor hydrodynamic characterization took four other hydrodynamic parameters into account: swirl number (S_N); mean specific kinetic energy ($\overline{E_{ce}}$), vorticity (W) and helicity (H). Inserting these parameters allowed achieving an efficiency estimation model for turbidity removal more adherent to the physical process, compared to Oliveira's (2008). This higher adherence is measured by the ability to satisfactorily foresee the ascending-descending behavior of turbidity removal efficiency throughout the process, verified by physical modelling. This is not allowed by any other analytical model available in the literature about continuous flow flocculators. Also, both the determination coefficient and the mean absolute deviation percentage showed significant improvement, going from 0.83 to 0.92, and from 2.4% to 1.7%, respectively. These results show that the model proposed in this study is very promising to assist in designing rational FHTs.

Keywords: Computational Fluid Dynamics, Flocculation, Turbidity Removal Efficiency, Helically Coiled Tube Flocculators, Hydrodynamics, Mean Velocity Gradient.

DEDICATÓRIA

Ao meu marido Clainer Bravin, pelo apoio incondicional em todos os momentos.

AGRADECIMENTOS

- A Deus, por mais esta oportunidade de enriquecimento profissional e pessoal.
- À minha família e amigos, por todo incentivo e apoio. Em especial aos meus pais Maria Aurelia e José Ramos, ao meu marido Clainer Bravin, e aos meus irmãos Nadia, Marcelo e Luciano, que me apoiaram em todos os momentos da minha vida.
- Ao Prof. Dr. Edmilson Costa Teixeira pela orientação, apoio científico e pela confiança depositada em mim ao longo desses anos;
- Ao doutorando e amigo Maurício Sartori por toda a troca de idéias, sugestões e contribuições científicas;
- Aos alunos de iniciação científica Bruno Vaneli e Renata Bussular, pela dedicação, contribuições e sugestões.
- À Universidade Federal do Espírito Santo, pela infraestrutura e recursos oferecidos durante toda a minha vida acadêmica, e por ter sido minha segunda casa desde a graduação até a presente data;
- Ao IFES, pelo apoio institucional e pela concessão do afastamento para a execução da fase final da pesquisa;
- Às bibliotecas Central e Setorial Tecnológica, pelo apoio na aquisição de material bibliográfico via COMUT (Programa de comutação bibliográfica)
- Aos queridos amigos do grupo LabGest, pelas sugestões, contribuições técnicas e excelente ambiente de trabalho;
- A todos que, direta ou indiretamente, auxiliaram na execução deste trabalho.

LISTA DE FIGURAS

Figura 3.1 – Representação esquemática de um tubo helicoidalmente enrolado com suas principais características geométricas	40
Figura 3.2 – Isolinhas de velocidade axial para um tubo curvo.....	45
Figura 3.3 – escoamento secundário em tubos curvos com (a) torção igual a zero e (b) torção diferente de zero	45
Figura 3.4 – Linhas de fluxo em tubos curvos diversos.....	46
Figura 3.5 – Linhas de fluxo em tubos curvos	47
Figura 3.6 – Vista superior de tubo curvo apresentado no trabalho de Eustice (1911)	54
Figura 3.7 – Fluxograma representativo das etapas para a solução de um problema em CFD	65
Figura 4.1 – Fotos de flocladores tubulares helicoidais.....	71
Figura 4.2 – (a) Foto do circuito hidráulico utilizado para a realização dos testes experimentais; e (b) esquema representativo simplificado do circuito hidráulico. Adaptado de Silva (2007).....	72
Figura 4.3 – Vista superior do esquema representativo de um FTH.....	73
Figura 4.4 – Exemplo de malha gerada com o método <i>sweep</i> . (a) Malha da seção de entrada da unidade; (b) fatia do domínio definida pelo método <i>sweep</i>	80
Figura 4.5 – (a) Comparação entre os resultados de velocidade axial normalizada em função da posição do tubo para as cinco malhas avaliadas no teste de malhas; e (b) diâmetro utilizado para a obtenção dos resultados de velocidade axial – em vermelho.....	82
Figura 4.6 – Média dos desvios absolutos dos valores de velocidade axial normalizada, em função das malhas utilizadas na comparação com a malha de referência – Malha 5	83
Figura 4.7 – (a) Velocidade axial normalizada na seção de escoamento no reator A; (b) velocidade axial na seção de escoamento no reator B; e (c) representação esquemática da linha de amostragem. O parâmetro r representa o raio do tubo e o parâmetro x representa a posição de amostragem	86
Figura 4.8 – (a) Velocidade axial normalizada na seção de escoamento no reator A; (b) velocidade axial na seção de escoamento no reator B; e (c) representação esquemática da linha de amostragem. O parâmetro r representa o raio do tubo e o parâmetro y representa a posição de amostragem	87
Figura 4.9 – Perfis de velocidade axial na região de entrada de FTH.	89
Figura 4.10 – Alocação dos eixos coordenados nos planos de amostragem em uma volta completa na porção final da unidade. (a) Todos os planos. (b) Detalhe dos planos 1, 2 e 3	90

Figura 4.11 – Faixas de trabalho para o parâmetro c/a nesta pesquisa e nos trabalhos que apresentam modelos de estimativa do número de Reynolds crítico para tubos enrolados helicoidalmente	92
Figura 4.12 – Exemplo de mapa de isocontornos de gradiente de velocidade com 10 faixas de cores distintas	97
Figura 4.13 – (a) Eixos coordenados ortogonais em um plano representativo do reator; (b) detalhamento das componentes axial (eixo y), normal (eixo z) e binormal (eixo x)	98
Figura 4.14 – Representação esquemática de um vetor $V_{\text{secundário}}$ decomposto nas direções normal e binormal.....	100
Figura 4.15 – Exemplo de perfil de escoamento secundário de um FTH, com marcação da linha de pseudo-simetria do perfil e locação dos pontos de rotação de cada hemisfério. Dados do reator: arranjo 7 e $Q = 0,3 \text{ L.min}^{-1}$	101
Figura 5.1 – (a) Perfil de gradiente de velocidade para uma seção transversal representativa de FTH. (b) Posição da seção no tubo helicoidal. Configuração avaliada: arranjo 1	108
Figura 5.2 – Relação entre o gradiente médio de velocidade obtido pela via hidráulica e o obtido pela via hidrodinâmica para os 84 reatores avaliados neste trabalho.....	108
Figura 5.3 – Gradiente médio de velocidade para os arranjos de 1 a 6.....	110
Figura 5.4 – Gradiente médio de velocidade para os arranjos de 7 a 12.....	111
Figura 5.5 – Relação entre o gradiente médio de velocidade e a vazão de escoamento para os arranjos de 7 a 12	112
Figura 5.6 – Gradiente médio de velocidade em função do número de Reynolds para as 84 configurações avaliadas neste trabalho	113
Figura 5.7 – Velocidade axial e escoamento secundário de reatores com valores similares de gradiente médio de velocidade. Unidades avaliadas: reator 24 – $Q=2,0 \text{ L.min}^{-1}$ e reator 25 – $Q=0,5 \text{ L.min}^{-1}$	114
Figura 5.8 – Exemplo de perfil de (a) velocidade axial e de (b) escoamento secundário em FTH. Característica da unidade: arranjo 7 - $Q = 0,3 \text{ L.min}^{-1}$. As denominações “i” e “o” referem-se à parte interna do enrolamento do reator e à parte externa do enrolamento do reator, respectivamente.....	115
Figura 5.9 – (a) Perfil de velocidade axial; (b) perfil de escoamento secundário; (c) perfil da razão entre o escoamento secundário e a velocidade axial; e (d) vazões avaliadas e posição da linha de amostragem no tubo helicoidal. Configuração testada: arranjo 10 – $Q = 0,5; 1,0 \text{ e } 2,0 \text{ L.min}^{-1}$...	116
Figura 5.10 – Eficiência de remoção de turbidez em função do tempo teórico de detenção.....	117

Figura 5.11 – Relação entre os valores máximos de eficiência de remoção de turbidez e o parâmetro <i>swirl number</i>	118
Figura 5.12 – Relação entre os fluxos de momento (a) linear e (b) angular em função do número de Reynolds. Configuração estudada: arranjo 7.....	119
Figura 5.13 – Razão entre o fluxo de momento angular e linear em função do número de Reynolds. Configuração estudada: arranjo 7	120
Figura 5.14 – Relação entre a eficiência de remoção de turbidez e o <i>swirl number</i> com o número de Reynolds. Configurações estudadas: 7, 8, 9, 10, 11 e 12	121
Figura 5.15 – Vista superior de um FTH com a representação da formação de uma linha de fluxo oriunda do ponto central da seção de entrada da unidade. Característica do reator: arranjo 6	122
Figura 5.16 – Relação entre a velocidade normalizada e o tempo normalizado nas linhas de fluxo. As posições iniciais das linhas de fluxo são apresentadas no esquema gráfico localizado na parte superior direita dos gráficos	124
Figura 5.17 – Gradiente de pressão e velocidade atuantes num elemento de fluido que se movimenta numa linha de fluxo em um FTH e em um tubo reto. Configuração estudada: arranjo 7 e $Q = 0,5 \text{ L.min}^{-1}$	125
Figura 5.18 – Faixa de trabalho ótima para obtenção de eficiência de remoção de turbidez máxima em função da energia cinética específica média adimensional	126
Figura 5.19 – Relação entre a velocidade na LFRU e a eficiência de remoção de turbidez com a quantidade de ciclos de variação de velocidade na LFRU. Configurações avaliadas: (a) arranjo 05 e (b) arranjo 06	127
Figura 5.20 – Relação entre o número de Reynolds e a quantidade de ciclos de variação de velocidade relativos à eficiência de remoção de turbidez máxima	128
Figura 5.21 – Eficiência de remoção de turbidez em função de energia cinética específica média da linha de fluxo característica da unidade para os arranjos 07 e 08	129
Figura 5.22 – Comparação entre o parâmetro W_{adm} e Ca . Configurações avaliadas: arranjos 01 a 06.....	130
Figura 5.23 – Perfis de escoamento secundário e de helicidade. Reator avaliado: arranjo 1	132
Figura 5.24 – Comparação entre configurações com números de Dean semelhantes e características hidráulicas, geométricas e hidrodinâmicas distintas	133
Figura 5.25 – Perfis de velocidade axial e escoamento secundário – arranjos 9 e 10 com $Q = 0,3 \text{ L.min}^{-1}$	134
Figura 5.26 – Faixa de eficiência de remoção de turbidez máxima para os arranjos 01 a 06.....	135

Figura 5.27 – Relação entre a eficiência de remoção de turbidez obtida experimentalmente e a eficiência de remoção de turbidez estimada utilizando gradiente médio de velocidade obtido por meio de (a) modelagem física e (b) modelagem fluidodinâmica computacional	137
Figura 5.28 – Comparação entre as eficiências de remoção de turbidez obtida experimentalmente e as obtidas por meio do modelo desenvolvido neste trabalho e em Oliveira (2008), em função do tempo de processo adimensionalizado, referente ao reator de maior comprimento. Configuração avaliada: arranjo 1	145
Figura 5.29 – Comparação entre as eficiências de remoção de turbidez obtida experimentalmente e as obtidas por meio do modelo proposto neste trabalho, proposto por Argaman e Kaufman (1970) e proposto por Bratby <i>et al.</i> (1977), todas em função do tempo de processo adimensionalizado pelo tempo de processo referente ao reator de maior comprimento. Configuração avaliada: arranjo 2	147
Figura 8.1 – Quantidade de termos não constantes considerados na série, a função ajustada, a representação gráfica do ajuste e o coeficiente de determinação obtido. Característica do reator: arranjo 5	162

LISTA DE TABELAS

Tabela 4.1 – Configurações de FTHs avaliadas neste trabalho	74
Tabela 4.2 – Característica geométrica do reator utilizado na seleção da malha computacional	80
Tabela 4.3 – Condições de contorno da geometria utilizada na seleção da malha computacional..	80
Tabela 4.4 – Característica das malhas utilizadas na seleção da malha computacional	81
Tabela 4.5 – Características das malhas a serem utilizadas na modelagem fluidodinâmica computacional	83
Tabela 4.6 – Quantidade de elementos gerados na discretização dos reatores de diâmetro 3/8", 1/2" e 5/8"	84
Tabela 4.7 – Característica geométrica dos reatores utilizados na validação do modelo fluidodinâmico computacional. Fonte: Yu <i>et al.</i> (2003).....	85
Tabela 4.8 – Desvios percentuais máximos entre os valores de G , S_N , W_{adm} e H_{adm} obtidos para seções transversais distintas de um mesmo reator. Característica do reator: arranjo 3 – $Q = 1 \text{ L.min}^{-1}$	91
Tabela 4.9 – Valores de perda de carga obtidos por meio de modelagem física e obtidos por meio de CFD utilizando o modelo de turbulência k-w e sem a utilização de modelo de turbulência. Configuração estudada: reator 25 – $Q = 2, 4$ e 5 L.min^{-1}	94
Tabela 4.10 – Faixas de trabalho dos parâmetros adimensionais utilizados nos modelos linear e não linear propostos nesta pesquisa	106
Tabela 5.1 – Quantidade de ciclos de variação de velocidade para obtenção da eficiência de remoção de turbidez máxima e quantidade máxima de ciclos de variação de velocidade para as configurações estudadas.....	128
Tabela 5.2 – W_{adm} necessário para a obtenção da eficiência de remoção de turbidez máxima	131
Tabela 5.3 – Desvio percentual máximo e médio entre os dados de eficiência de remoção de turbidez obtidos experimentalmente e os obtidos com o uso do modelo de regressão linear múltipla utilizando gradiente médio de velocidade obtido por meio de modelagem física e modelagem fluidodinâmica computacional	138
Tabela 5.4 – Resultados obtidos com a inserção dos parâmetros <i>swirl number</i> , energia cinética específica média adimensional, vorticidade adimensional e helicidade adimensional no modelo de estimativa de eficiência de remoção de turbidez.....	139
Tabela 5.5 – Resultados obtidos com a inserção de dois parâmetros hidrodinâmicos no modelo de estimativa de eficiência de remoção de turbidez.....	141

Tabela 5.6 – Resultados obtidos com a inserção de três parâmetros hidrodinâmicos no modelo de estimativa de eficiência de remoção de turbidez.....	143
Tabela 5.7 – Distribuição dos desvios percentuais absolutos para os modelos descritos nas Equações (5.14) e (5.15)	145
Tabela 5.8 – Desvios percentuais absolutos médios e máximos entre os valores obtidos por meio de modelagem física e os valores estimados por Argaman e Kaufman (1970), Bratby <i>et al.</i> (1977) e o neste trabalho.....	146

LISTA DE QUADROS

Quadro 3.1 – Interações entre partículas e suas principais características.....	29
Quadro 3.2 – Principais modelos matemáticos utilizados para a avaliação da flocculação	35
Quadro 3.3 – Vantagens e desvantagens na utilização de flocculadores hidráulicos e mecanizados	37
Quadro 3.4 – Principais unidades hidráulicas de flocculação.....	37
Quadro 3.5 – Torção e curvatura em função dos parâmetros geométricos a, b e c.....	40
Quadro 3.6 – Números de Reynolds crítico obtidos por diversos autores	43
Quadro 3.7 – Constantes presentes nas equações da continuidade e de Navier-Stokes e esquema representativo do sistema de coordenadas do tubo de enrolamento helicoidal, onde s' , r' e θ são as coordenadas da direção axial, radial e tangencial. Fonte: Jinsuo e Benzhao (1999).	52
Quadro 3.8 – Comparação entre os métodos analítico, experimental e numérico/computacional ..	64
Quadro 3.9 – Modelos de turbulência e suas principais características	68
Quadro 3.10 – Modelos de turbulência utilizados na modelagem numérica do escoamento no interior de unidades de flocculação atuando em regime turbulento, em tubos curvados e em tubos enrolados helicoidalmente.....	69
Quadro 4.1 – Etapas metodológicas definidas para o cumprimento do objetivo específico 1.....	70
Quadro 4.2 – Etapas metodológicas definidas para o cumprimento do objetivo específico 2.....	71
Quadro 4.3 – Critério de definição dos arranjos avaliados neste trabalho.....	77
Quadro 4.4 – Condições de Contorno e Representação Matemática	78
Quadro 4.5 – Regimes de escoamento obtidos por meio dos modelos empíricos de estimativa do número de Reynolds crítico para tubos enrolados helicoidalmente.....	93
Quadro 4.6 – Condições de simulação do problema estudado.....	95
Quadro 4.7 – Parâmetros adimensionais utilizados nas análises de regressão linear múltipla.....	105

LISTA DE SIGLAS

ABNT	Associação Brasileira de Normas Técnicas
CEN	<i>European Committee for Standardization</i> (Comitê Europeu de Normalização)
CFD	<i>Computational Fluid Dynamics</i> (Fluidodinâmica Computacional)
COT	Carbono Orgânico Total
DBO	Demanda Bioquímica de Oxigênio
DNS	<i>Direct Numerical Simulation</i> (Simulação Numérica Direta)
EDP	Equação Diferencial Parcial
EPA	<i>U. S. Environmental Protection Agency</i> (Agência de Proteção Ambiental dos EUA)
ETA	Estação de Tratamento de Água
FC	Floculadores Chicanados
FReta	<i>Flocculation Residual Turbidity Analyzer</i> (Analisador da Turbidez Residual na Floculação)
FTH	Floculador Tubular Helicoidal
LDA	<i>Laser Doppler Anemometry</i> (Anemometria a Laser por Efeito Doppler)
LDV	<i>Laser Doppler Velocimetry</i> (Velocimetria a Laser por Efeito Doppler)
LES	<i>Large Eddy Simulation</i> (Simulação de Grandes Vórtices)
LFRU	Linha de Fluxo Representativa da Unidade
MDF	Método de Diferenças Finitas
MEF	Método de Elementos Finitos
MISO	<i>Multiple Input Single Output</i> (Múltiplas entradas – única saída)
MVF	Método de Volumes Finitos
NBR	Norma Brasileira
PIV	<i>Particle Image Velocimetry</i> (Velocimetria por imagem de partículas)
PPGEA	Programa de Pós-Graduação em Engenharia Ambiental
RANS	<i>Reynolds Averaged Navier-Stokes</i> (Equações de Navier-Stokes com Médias de Reynolds)
RGF	Reator Gerador de Flocos
RSM	<i>Reynolds Stress Model</i> (Modelo de Tensão de Reynolds)
UFES	Universidade Federal do Espírito Santo
uT	Unidade de Turbidez
VMP	Valor Máximo Permitido

LISTA DE LETRAS GREGAS

<i>Parâmetro</i>	<i>Descrição</i>	<i>Unidade</i>
γ	Peso específico da massa líquida	(N.m ⁻³)
δ	Parâmetro curvatura em função de a e c	(-)
κ	Parâmetro curvatura em função de a, b e c	(-)
κ'	Parâmetro curvatura em função de b e c	(m ⁻¹)
λ	Parâmetro torção em função de b e c	(-)
μ	Viscosidade absoluta	(N.s.m ⁻²)
ρ	Massa específica da massa líquida	(kg.m ⁻³)
τ	Parâmetro torção em função de a, b e c	(-)
τ'	Parâmetro torção em função de b e c	(m ⁻¹)
ν	Viscosidade cinemática	(m ² .s ⁻¹)
φ	Função energia de dissipação viscosa	(N.s ⁻¹ .m ⁻²)
$\varphi_{Médio}$	Energia viscosa dissipada média	(N.s ⁻¹ .m ⁻²)

LISTA DE SÍMBOLOS

<i>Parâmetro</i>	<i>Descrição</i>	<i>Unidade</i>
a	Raio da tubulação	(m)
b	Passo de enrolamento do tubo	(m)
c	Raio de enrolamento da tubulação	(m)
d	Diâmetro da tubulação	(m)
D	Diâmetro de enrolamento	(m)
D_1	Coefficiente de difusão das partículas	(m ² .s)
D_F	Dimensão Fractal	(-)
D_n	Número de Dean	(-)
$\overline{E_{ce}}$	Energia cinética específica média	(J/kg)
E_{adm}	Energia cinética específica média adimensional	(-)
E_{fic}	Eficiência de Remoção de turbidez	(%)
$f(t)$	Função contínua	(-)
f_{RMS}	Valor RMS de uma função contínua	(-)
g	Vetor aceleração da gravidade	(m.s ⁻²)
G	Gradiente médio de velocidade	(s ⁻¹)
G_p	Gradiente de velocidade pontual	(s ⁻¹)
G_n	Número de Germano	(-)
$G_{angular}$	Fluxo de momento angular	(kg.m ² .s ⁻²)
G_{linear}	Fluxo de momento linear	(kg.m.s ⁻²)
h	Distância entre voltas	(m)
h_f	Perda de carga	(m)
H	Helicidade	(m.s ⁻²)
H_{adm}	Helicidade adimensional	(-)
K_A	Coefficiente de agregação	(-)
K_B	Coefficiente de ruptura	(s)
k	Energia cinética turbulenta	(m ² .s ⁻²)
k_p	Rugosidade das paredes do tubo	(-)
l	Comprimento característico do elemento estudado	(m)

L	Comprimento do reator	(m)
N_l	Turbidez final após longo tempo de sedimentação	(uT)
N_0	Turbidez inicial	(uT)
p	Passo de enrolamento	(m)
Q	Vazão de alimentação	(m ³ .s ⁻¹)
Re	Número de Reynolds	(-)
$Re^{crítico}$	Número de Reynolds crítico	(-)
R_l	Raio das partículas desestabilizadas	(m)
$r_i r_j$	Raio das partículas de tamanho i, j	(m)
S_N	<i>Swirl Number</i>	(-)
T	Tempo teórico de detenção	(s)
$T_{MÁX}$	Tempo de processo para obtenção da eficiência máxima	(s)
t	Tempo	(s)
T_{ref}	Tempo de Referência	(s)
u	Componente do vetor velocidade na direção x	(m.s ⁻¹)
u_m	Velocidade média do fluido	(m.s ⁻¹)
v	Componente do vetor velocidade na direção y	(m.s ⁻¹)
v_s	Velocidade de sedimentação	(m.s ⁻¹)
\vec{V}	Vetor velocidade	(m.s ⁻¹)
V_{axial}	Velocidade axial	(m.s ⁻¹)
$V_{secundário}$	Escoamento secundário	(m.s ⁻¹)
Ψ	Volume de fluido	(m ³)
w	Componente do vetor velocidade na direção z	(m.s ⁻¹)
W	Vorticidade	(s ⁻¹)
W_{adm}	Vorticidade adimensional	(-)

SUMÁRIO

1. INTRODUÇÃO.....	23
2. OBJETIVOS.....	27
2.1 Objetivo Geral	27
2.2 Objetivos Específicos	27
3. ASPECTOS TEÓRICOS E REVISÃO DA LITERATURA.....	28
3.1 Floculação.....	28
3.1.1 Interação entre Partículas	29
3.1.2 Principais Parâmetros Intervenientes na Floculação.....	29
3.1.2.1 Gradiente Médio de Velocidade	30
3.1.2.2 Tempo Teórico de Detenção.....	33
3.1.2.3 Número de Camp	34
3.1.3 Modelagem da Floculação	34
3.1.4 Unidades de Floculação – Flocladores Hidráulicos.....	36
3.2 Aspectos Hidrodinâmicos.....	38
3.2.1 Principais Parâmetros Intervenientes no Escoamento em Tubos Curvos/Helicoidalmente Enrolados	39
3.2.1.1 Parâmetros Geométricos	39
3.2.1.2 Parâmetros Hidráulicos	41
3.2.2 Hidrodinâmica em Tubos Curvos	44
3.2.3 Hidrodinâmica em Tubos Helicoidalmente Enrolados	47
3.2.4 Característica Axialmente Invariante em Tubos Helicoidalmente Enrolados	51
3.2.5 Parâmetros Hidrodinâmicos Representativos do Escoamento.....	53
3.2.5.1 Swirl Number.....	53
3.2.5.2 Energia Cinética.....	53
3.2.5.3 Vorticidade.....	55
3.2.5.4 Helicidade	58
3.3 Flocladores Tubulares Helicoidais	58
3.3.1 Características Gerais.....	58
3.3.2 Estado da Arte sobre Floculação em Unidades com Escoamento Helicoidal	59
3.4 Fluidodinâmica Computacional (CFD)	63
3.4.1 Conceitos Básicos	63

3.4.2	Etapas para Solução de um Problema de CFD	65
3.4.3	Equações Governantes	66
3.4.4	Métodos de Discretização	67
3.4.5	Modelagem da Turbulência	68
4.	MATERIAIS E MÉTODOS	70
4.1	Etapas Metodológicas para a Execução deste Trabalho.....	70
4.2	Descrição da Modelagem Física.....	71
4.3	Caracterização das Configurações Estudadas	73
4.4	Metodologia de Simulação Computacional.....	77
4.5	Descrição das Simulações Fluidodinâmicas Preliminares	79
4.5.1	Avaliação da Sensibilidade da Malha Numérica do Modelo Computacional (Teste de Malha)	79
4.5.2	Calibração/Validação do Modelo Fluidodinâmico Computacional.....	84
4.5.3	Verificação da Característica Axialmente Invariante ao longo dos FTHs.....	88
4.5.4	Avaliação do Regime de Escoamento nos FTHs.....	91
4.5.5	Definição das Condições de Iniciais/Contorno.....	94
4.6	Metodologia para a Obtenção dos Parâmetros Hidrodinâmicos Representativos do Escoamento em FTHs utilizando CFD.....	96
4.6.1	Gradiente Médio de Velocidade	96
4.6.2	Swirl Number.....	98
4.6.3	Energia Cinética Específica Média.....	102
4.6.4	Vorticidade.....	102
4.6.5	Helicidade	103
4.7	Metodologia de Análise de Dados.....	104
4.7.1	Obtenção dos Desvios Percentuais Absolutos Médio e Máximo	104
4.7.2	Obtenção dos Modelos de Regressão Linear	104
4.7.3	Avaliação das Não Linearidades do Modelo de Regressão	105
4.7.4	Faixas de Trabalho dos Parâmetros Adimensionais Utilizados.....	105
5.	RESULTADOS E DISCUSSÃO.....	107
5.1	Caracterização Hidrodinâmica em Floculadores Tubulares Helicoidais (Objetivo Específico I).....	107
5.1.1	Gradiente Médio de Velocidade	107

5.1.2	Proposição de Outros Parâmetros Hidrodinâmicos Representativos do Escoamento em FTHs	114
5.1.2.1	Avaliação da Relação entre Escoamento Secundário e Velocidade Axial - Swirl Number	114
5.1.2.2	Avaliação das Características Cinemáticas dos Elementos de Fluido ao longo de Linhas de Fluxo - Energia Cinética Específica Média.....	122
5.1.2.3	Avaliação da Característica Local de Rotação dos Elementos de Fluido - Vorticidade.....	130
5.1.2.4	Avaliação da Relação entre as Características Locais de Rotação e Translação dos Elementos de Fluido - Helicidade.....	131
5.2	Aperfeiçoamento de Modelo Matemático de Estimativa de Eficiência de Remoção de Turbidez para FTHs (Objetivo Específico II).....	136
5.2.1	Adequação do Parâmetro Gradiente Médio de Velocidade no Modelo de Estimativa de Eficiência de Remoção de Turbidez proposto por Oliveira (2008)..	136
5.2.2	Inserção de Outros Parâmetros Hidrodinâmicos Representativos do Escoamento em FTHs no Modelo proposto por Oliveira (2008)	139
5.2.3	Avaliação das Não Linearidades dos Parâmetros contidos no Modelo de Estimativa de Eficiência de Remoção de Turbidez	144
5.2.4	Comparação entre o Modelo de Estimativa de Eficiência de Remoção de Turbidez Proposto e os Modelos de Floculação Comumente Utilizados	146
6.	CONCLUSÕES E RECOMENDAÇÕES.....	148
6.1	Conclusões.....	148
6.2	Recomendações para Trabalhos Futuros	152
7.	REFERÊNCIAS.....	153
8.	APÊNDICES	161
8.1	Apêndice 1 – Aproximação da Função Velocidade da Linha de Fluxo por Série de Fourier	161

1. INTRODUÇÃO

O desenvolvimento das cidades e das indústrias, associado ao aumento populacional, tem trazido diversos desafios aos profissionais da área de saneamento. As técnicas usuais de tratamento de água têm sido modificadas e aprimoradas ao longo dos anos, sendo transformadas em tecnologias, graças ao conhecimento científico e à pesquisa.

Tais tecnologias devem contribuir para a garantia do fornecimento de água em qualidade e quantidade suficientes para atender as necessidades humanas. Por este motivo, o aprimoramento dos processos de tratamento de água se faz necessário para a obtenção do produto final com maximização da eficiência do processo e minimização de custos. Dentre os diversos custos que devem ser considerados no tratamento de água, os gastos com produtos químicos, energia elétrica e construção/manutenção de unidades são de grande importância para a escolha da metodologia mais adequada para cada situação.

Em meio às diversas situações existentes, uma ocorrência natural nos mananciais utilizados para abastecimento público é a presença de sólidos suspensos, que aumenta em períodos de chuva. Para a redução da concentração destes sólidos suspensos é comum a utilização de coagulação, floculação e decantação/ flotação, que compõem a fase de clarificação do tratamento de água. A eficiência dessa etapa influencia diretamente as etapas subsequentes presentes numa Estação de Tratamento de Água (ETA) de ciclo completo (filtração e desinfecção).

A etapa de clarificação consiste na separação das partículas sólidas suspensas e coloidais da fase líquida, obtendo assim um efluente de menor turbidez para as etapas posteriores. No entanto, os sólidos existentes possuem, em geral, baixa granulometria e, conseqüentemente, baixa velocidade de sedimentação, o que exige uma atenção especial à etapa de aglomeração destes particulados, visando aumento de eficiência na etapa de separação. Tal etapa é a floculação, na qual as partículas previamente desestabilizadas na fase de coagulação são levadas a um reator com o intuito de promover a interação entre as mesmas e assim formar aglomerados com maior capacidade de remoção nas etapas de decantação ou flotação.

Existem, basicamente, duas formas de promover a floculação em sistemas de tratamento de água: por meio de floculadores mecanizados, que utilizam dispositivos mecânicos para promover a agitação da massa líquida, e por meio de floculadores hidráulicos, que aproveitam a própria energia

da corrente líquida para promover a agitação na massa líquida e, conseqüentemente, a interação das partículas. Essa característica explicita uma das vantagens verificadas nos sistemas hidráulicos com relação aos sistemas mecanizados: os reduzidos custos de implantação, operação e manutenção das unidades.

Dentre os diversos tipos de flocladores hidráulicos existentes, os constituídos de compartimentos (chicanas) costumam ser os mais comumente encontrados no tratamento de águas e efluentes (SINCERO E SINCERO, 2003). Neste tipo de configuração, a corrente líquida muda de sentido a cada mudança de compartimento, o que provoca aumentos locais no gradiente de velocidade (HAARHOFF E VAN DER WALT, 2001; SALGADO, 2006). De maneira geral, são verificados baixos gradientes de velocidade ao longo dos compartimentos e altos valores de gradiente de velocidade nas curvas, podendo propiciar a quebra dos flocos previamente formados.

Como forma de minimizar este problema em potencial, tem sido estudado pela comunidade científica um modelo não convencional de unidade de floclação, denominado floclador tubular helicoidal (FTH), formado por uma tubulação flexível enrolada de forma helicoidal em torno de um cilindro, de forma que as mudanças de direção do fluido não promovam variações abruptas no comportamento hidrodinâmico ao longo do reator, como as verificadas nos flocladores hidráulicos chicanados. Com isso, a literatura internacional (GREGORY, 1981; GROHMANN *et al.*, 1981; VIGNESWARAN E SETIADI, 1986; AL-HASHIMI E ASHJYAN, 1989; ELMALEH E JABBOURI, 1991; HAMEED *et al.*, 1995; THIRUVENKATACHARI *et al.*, 2002; TSE *et al.*, 2011; VAEZI *et al.*, 2011) e nacional (CARISSIMI E RUBIO, 2005; PELISSARI, 2006; SARTORI, 2006; CARISSIMI E RUBIO, 2007; SILVA, 2007; OLIVEIRA, 2008; SILVEIRA *et al.*, 2009) avaliaram características hidráulicas e geométricas de FTHs e sua relação com a floclação, sendo as principais vantagens de utilização deste tipo de unidade a alta eficiência de formação de flocos, o curto tempo de detenção e o pequeno espaço requerido para sua instalação. Todavia, mesmo com a diversidade de trabalhos que retratam este tipo de unidade, é notória a demanda de análises integradas entre a floclação e as características do escoamento helicoidal verificado nessas unidades, visto que o comportamento hidrodinâmico da unidade influencia diretamente as características dos flocos e, conseqüentemente, a eficiência da floclação (COUFORT *et al.*, 2005). Inclusive, Rebhun e Argaman (1965), Selleck *et al.* (1978), Ferrara e Harleman (1981) e Teixeira (1993) afirmam que a eficiência de grande parte dos processos e

operações referentes ao tratamento de água é fortemente dependente das características hidrodinâmicas de tais unidades.

Em geral, verifica-se uma utilização maciça do parâmetro gradiente médio de velocidade como parâmetro representativo do escoamento em unidades de floculação. Alguns autores utilizaram em seus trabalhos parâmetros hidrodinâmicos diversos para avaliar tal processo, como visto em Coufort *et al.* (2005) e Samaras *et al.* (2010). No entanto, estes autores utilizaram parâmetros hidrodinâmicos específicos para situações de altos números de Reynolds (escoamento turbulento), tais como a taxa de dissipação da energia cinética turbulenta.

O uso de FTHs para situações com altos números de Reynolds só costuma ser verificado quando da utilização de polímeros floculantes como auxiliares de floculação, como visto nos trabalhos de Carissimi e Rubio (2005) e Carissimi e Rubio (2007). Isso se deve à facilidade de desestruturação dos flocos formados com a utilização de sais de alumínio e ferro, que não resistem a significativas tensões de cisalhamento; no caso da utilização de polímeros como auxiliares de floculação, há a formação de pontes entre as partículas e a cadeia do polímero, tornando os flocos mais resistentes às tensões de cisalhamento.

Para a utilização de FTHs em situações de baixos números de Reynolds verifica-se a necessidade de obtenção de parâmetros hidrodinâmicos representativos da característica hidrodinâmica dos floculadores específicos para este regime de escoamento, visto que o uso indiscriminado do gradiente médio de velocidade como único parâmetro representativo das características do escoamento de unidades de floculação é questionado por alguns autores (CLEASBY, 1984; CLARK, 1985; HANSON E CLEASBY, 1990; HAN E LAWLER, 1992), pois o mesmo pode não ser suficiente para representar de forma satisfatória as características hidrodinâmicas verificadas em tais unidades.

Outro ponto de destaque no estudo dos FTHs diz respeito à proposição de modelos matemáticos de estimativa da eficiência da floculação, sendo essa comumente mensurada, de forma indireta, pelo parâmetro eficiência de remoção de turbidez (Efic.). Com esse intuito, os trabalhos de Pelissari (2006), Silva (2007) e Oliveira (2008) utilizaram regressão linear múltipla para relacionar parâmetros geométricos e representativos do escoamento obtidos em modelos reduzidos de FTH pela via hidráulica, relativos às configurações estudadas e, por meio desses valores, estimar o valor

percentual da eficiência de remoção de turbidez de tais unidades. Oliveira (2008) obteve um aumento da representatividade estatística com relação aos trabalhos de Pelissari (2006) e Silva (2007), com a avaliação de um maior número de configurações de reatores. Além disso, uma redução nas diferenças encontradas entre os dados experimentais e os obtidos pelo modelo proposto foi verificada: isso indica que houve uma maior aderência ao sistema real com o uso do modelo proposto por Oliveira (2008). Essa maior aderência foi obtida com a inserção de dois parâmetros obtidos pela via hidráulica de grande importância para a floculação no modelo de estimativa de eficiência de remoção de turbidez: o gradiente médio de velocidade (G) e o tempo teórico de detenção (T).

No entanto, mesmo com os avanços obtidos com o modelo proposto por Oliveira (2008), verifica-se a necessidade de obtenção de modelos que representem de forma satisfatória o comportamento da eficiência de remoção de turbidez ao longo do tempo, reduzindo a dispersão dos dados e os desvios verificados. É importante salientar que, em Oliveira (2008), não foram empregados parâmetros obtidos pela via hidrodinâmica. Assim, a obtenção de parâmetros que representem aspectos hidrodinâmicos no interior das unidades de floculação se faz necessária para o aperfeiçoamento de tais modelos, por meio da utilização de modelagem física e/ou fluidodinâmica-computacional, que comumente se complementam durante um projeto (FORTUNA, 2000), especialmente quando envolvem problemas complexos nos quais processos físicos, químicos e/ou biológicos ainda não estão satisfatoriamente compreendidos e modelados.

Em meio às metodologias comumente utilizadas para obtenção de informações acerca de características hidrodinâmicas do escoamento, as ferramentas numérico-computacionais têm sido bastante utilizadas, principalmente pelas vantagens relacionadas a custos de construção de unidades experimentais (sem excluir a necessidade de tais unidades, visto que as mesmas são necessárias para as fases de calibração/validação do modelo). O avanço da capacidade computacional tornou viável a utilização de soluções numéricas das equações que representam os mais diversos tipos de escoamento, sendo possível, desta forma, a obtenção de resultados mais aderentes ao comportamento hidrodinâmico verificado nos reatores.

Nesse contexto, foram definidos os objetivos deste trabalho, que são apresentados a seguir.

2. OBJETIVOS

2.1 Objetivo Geral

Avançar no entendimento da relação entre a floculação e as características hidrodinâmicas em floculadores tubulares helicoidais, com consequente proposição de modelo matemático aperfeiçoado de previsão de eficiência de remoção de turbidez em tais unidades de tratamento de águas.

2.2 Objetivos Específicos

- **Objetivo Específico I:** Aprimorar a caracterização do comportamento hidrodinâmico em floculadores tubulares helicoidais, utilizando modelagem fluidodinâmica computacional.
- **Objetivo Específico II:** Aperfeiçoar modelo matemático de estimativa de eficiência de remoção de turbidez para FTHs (OLIVEIRA, 2008), com enfoque em aspectos hidrodinâmicos da floculação.

3. ASPECTOS TEÓRICOS E REVISÃO DA LITERATURA

Este capítulo refere-se à fundamentação teórica e a revisão de literatura suporte ao desenvolvimento da pesquisa. Inicialmente é descrita a etapa de floculação (item 3.1); em seguida são apresentados aspectos hidrodinâmicos (item 3.2) relativos a tubos curvos e tubos helicoidalmente enrolados. Após isso, é apresentado o floculador tubular helicoidal (FTH), juntamente com o estado da arte referente à floculação neste tipo de unidade (item 3.3). Ao final são apresentados aspectos gerais referentes à modelagem fluidodinâmica computacional (CFD), com descrição das equações governantes e dos modelos de turbulência comumente utilizados (item 3.4).

3.1 Floculação

Dentre os diversos tipos de tecnologias de tratamento de águas, o sistema de tratamento de ciclo completo (anteriormente conhecido por tratamento convencional) é o mais utilizado em ETAs brasileiras (IBGE, 2010). O mesmo é composto basicamente pelas etapas de clarificação (coagulação, floculação e sedimentação/flotação), filtração e desinfecção.

Na etapa de coagulação, as partículas suspensas (>0001 mm), partículas coloidais (<0001 mm) e micro-organismos em geral são desestabilizados com a utilização de sais de alumínio ou ferro, por meio da ação individual ou combinada dos mecanismos de varredura, compressão da camada difusa, adsorção/neutralização e formação de pontes (com a utilização de polímeros). Após esta etapa, as partículas são levadas para uma unidade de floculação, na qual são promovidos encontros entre as partículas desestabilizadas com o intuito de obter agrupamentos de partículas (flocos) para serem removidas na etapa de sedimentação ou flotação. Devido à forte influência desta etapa na eficiência de remoção de sólidos, alguns autores (SEKIOU E KELLIL, 2009; SULC E DITL, 2009) consideram a floculação como a principal etapa da separação sólido-líquido.

Nas seções seguintes são discutidos os principais aspectos da floculação relacionados a esta pesquisa: a interação entre partículas (item 3.1.1), seguida dos principais parâmetros intervenientes na floculação (item 3.1.2); em seguida é descrita a modelagem da floculação, bem como as formas de avaliação da floculação (item 3.1.3); por fim, são apresentados os principais tipos de unidades de floculação hidráulicas (item 3.1.4).

3.1.1 Interação entre Partículas

A floculação é inteiramente dependente da interação entre as partículas em suspensão presentes no fluido, visto que por meio desta interação ocorre o agrupamento das partículas e a formação dos flocos. Tais interações podem ocorrer basicamente de três formas: interação pericínética, interação ortocinética e interação por sedimentação, sendo estas apresentadas no Quadro 3.1 com suas principais características.

<i>Interação</i>	<i>Descrição</i>
Pericínética	Também conhecido por movimento Browniano: o próprio movimento irregular entre as partículas proporciona encontros entre as mesmas. Este tipo de interação é relevante apenas para partículas de tamanho bastante reduzido, com cerca de 1 μ m - Bratby <i>et al.</i> (1977). As partículas geralmente encontradas em águas superficiais têm dimensões superiores a este valor, o que torna o movimento Browniano não significativo quando comparado a outras formas de interação entre partículas.
Ortocinética	Neste tipo de interação é necessária a introdução de energia externa para a promoção do encontro entre as partículas (geralmente com tamanho superior a 1 μ m). Tal energia gera gradientes de velocidade, seja em regime de escoamento laminar ou turbulento. Essa é a principal forma de interação considerada em unidades de floculação.
Sedimentação Diferencial	Partículas discretas ou floculentas com características distintas (porosidade, densidade, tamanho, forma, entre outras) possuem velocidades de sedimentação distintas, o que pode proporcionar encontros devido à sedimentação diferenciada existente. Geralmente este tipo de interação é verificado em unidades de decantação.

Quadro 3.1 – Interações entre partículas e suas principais características

Dentre as formas de interação apresentadas no Quadro 3.1, somente as interações ortocinéticas são relevantes nas unidades de floculação comumente utilizadas em tratamento de água (BRATBY *et al.*, 1977), nas quais a agitação da massa líquida, necessária para promover encontros entre as partículas, deve ser suficiente para garantir o contato e não ser intensa a ponto de promover a erosão dos flocos anteriormente formados, causando a ruptura dos mesmos.

3.1.2 Principais Parâmetros Intervenientes na Floculação

A floculação é dependente de diversos parâmetros, sendo eles hidráulicos, hidrodinâmicos e de qualidade das águas. Utiliza-se o termo hidráulico quando são utilizadas características globais do processo, tais como vazão, velocidade média, tempo teórico de detenção, entre outros. O termo hidrodinâmico é utilizado quando é feita a avaliação do escoamento por meio de características

locais, sendo geralmente utilizados os parâmetros velocidade, vorticidade, gradiente de velocidade, dentre outros; além disso, parâmetros globais oriundos de características hidrodinâmicas locais também são denominados parâmetros hidrodinâmicos. Destaca-se que, em geral, a floculação é avaliada por meio de características hidráulicas dos flocladores.

Os parâmetros tempo de detenção e gradiente médio de velocidade são comumente considerados os principais parâmetros a serem avaliados na floculação (BRATBY *et al.*, 1977). Além desses, é importante avaliar outros parâmetros, tais como a turbidez inicial do corpo hídrico, visto que variações neste parâmetro podem influenciar a qualidade do efluente final do processo.

3.1.2.1 *Gradiente Médio de Velocidade*

De maneira geral, a agregação e a ruptura ocorrem simultaneamente durante a floculação devido à agitação imposta à massa líquida. Ambos são influenciados pelo processo de mistura na unidade, sendo este geralmente caracterizado pelo parâmetro gradiente médio de velocidade (G), comumente utilizado para inferir acerca da frequência de colisões das partículas durante a formação de flocos.

O gradiente médio de velocidade é utilizado para avaliação indireta da intensidade de mistura em unidades de tratamento, tais como as unidades de mistura rápida e de floculação. Costuma ser utilizado como parâmetro básico no projeto de flocladores hidráulicos e mecanizados, como visto nos trabalhos de Haarhoff e Van Der Walt (2001), Liu *et al.* (2004) e Rojas *et al.* (2010). Seu desenvolvimento foi proposto no trabalho de Camp e Stein (1943), que analisaram as forças atuantes em um elemento de fluido e concluíram que o trabalho executado pelas forças de pressão e de corpo/peso eram reversíveis e não participavam da dissipação de energia na forma de calor, quando este elemento de fluido era submetido a uma deformação angular. Ou seja, o desenvolvimento proposto por Camp e Stein (1943) considera apenas as tensões cisalhantes atuando nas faces do elemento de fluido, não sendo consideradas as tensões normais para o desenvolvimento do gradiente de velocidade pontual. A Equação (3.1) apresenta a bi igualdade proposta por Camp e Stein (1943), referente à função dissipação viscosa (φ); já a Equação (3.2) apresenta a relação entre o gradiente de velocidade pontual e o campo de velocidades.

$$\varphi = \mu G_p^2 = \mu \left[\left(\frac{\partial u}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial x} \right)^2 + \left(\frac{\partial u}{\partial z} + \frac{\partial w}{\partial x} \right)^2 + \left(\frac{\partial v}{\partial z} + \frac{\partial w}{\partial y} \right)^2 \right] \quad (3.1)$$

$$G_p = \sqrt{\left(\frac{\partial u}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial x}\right)^2 + \left(\frac{\partial u}{\partial z} + \frac{\partial w}{\partial x}\right)^2 + \left(\frac{\partial v}{\partial z} + \frac{\partial w}{\partial y}\right)^2}$$

(3.2)

As Equações (3.1) e (3.2) têm sido questionadas por diversos autores, principalmente pelas simplificações consideradas. Em especial, Kramer e Clark (1997) e Pedocchi e Piedra-Cueva (2005) discutem em seus trabalhos a não consideração das tensões normais atuantes no elemento de fluido, o que torna a parcela referente às derivadas do campo de velocidade não verdadeira. O gradiente de velocidade pontual que leva em consideração as tensões normais e cisalhantes atuantes em um elemento de fluido é apresentado na Equação (3.3).

$$\varphi = \mu G_p^2 = \mu \left[\underbrace{2\left(\frac{\partial u}{\partial x}\right)^2 + 2\left(\frac{\partial v}{\partial y}\right)^2 + 2\left(\frac{\partial w}{\partial z}\right)^2}_{\text{Tensões Normais}} + \left(\frac{\partial u}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial x}\right)^2 + \left(\frac{\partial u}{\partial z} + \frac{\partial w}{\partial x}\right)^2 + \left(\frac{\partial v}{\partial z} + \frac{\partial w}{\partial y}\right)^2 \right]$$

(3.3)

Visando tornar a equação do gradiente de velocidade aplicável a escoamentos reais, Camp e Stein (1943) admitiram a existência de um gradiente médio de velocidade, que corresponde ao valor médio do trabalho ao longo do reator, pela aplicação da função RMS (*Root Mean Square* - Valor Quadrático Médio). Esse trabalho médio é igual ao trabalho dissipado na forma de calor. Destaca-se que para a obtenção do gradiente médio de velocidade Camp e Stein (1943) utilizaram apenas a primeira parte da bi igualdade apresentada na Equação (3.1), não sendo utilizada a parte que envolve as derivadas do campo de velocidades.

A determinação do gradiente médio de velocidade parte da definição de valor quadrático médio (f_{RMS}) de uma função contínua $f(t)$, apresentada na Equação (3.4).

$$f_{RMS} = \sqrt{\frac{1}{T} \int_0^T [f(t)]^2 dt}$$

(3.4)

Neste caso, $f(t)$ é o gradiente de velocidade pontual - G_p , resultando na Equação (3.5).

$$f(t) = G_p = \sqrt{\frac{\varphi}{\mu}} \quad (3.5)$$

Aplicando-se a definição de RMS à Equação (3.5), obtém-se o valor final do gradiente médio de velocidade em função da energia viscosa dissipada média - $\varphi_{Médio}$, como mostrado na Equação (3.6).

$$G_{RMS} = \sqrt{\frac{1}{T} \int_0^T \left[\sqrt{\frac{\varphi}{\mu}} \right]^2 dt} = \sqrt{\frac{1}{T} \int_0^T \left(\frac{\varphi}{\mu} \right) dt} = \sqrt{\frac{1}{\mu} \left(\frac{1}{T} \int_0^T \varphi dt \right)} = \sqrt{\frac{\varphi_{Médio}}{\mu}} \quad (3.6)$$

Tal equação pode ser descrita na forma da perda de carga da unidade, como apresentado no trabalho de Camp (1955). Nesse caso, a energia viscosa dissipada média é escrita em função da massa específica do fluido (ρ), da aceleração da gravidade (g), da perda de carga da unidade (h_f) e do tempo teórico de detenção (T), como mostrado na Equação (3.7).

$$G_{RMS} = \sqrt{\frac{\varphi_{Médio}}{\mu}} = \sqrt{\frac{\rho \cdot g \cdot h_f}{\mu \cdot T}} \quad (3.7)$$

Uma das principais críticas feitas aos trabalhos de Camp e Stein (1943) e Camp (1955) refere-se à utilização de um único parâmetro para representar todo o reator, no qual são verificadas grandes variações nos valores de gradiente de velocidade. Como exemplo, destacam-se as unidades hidráulicas comumente utilizadas para a promoção da floculação, na qual é verificada significativa variabilidade nos valores de gradiente de velocidade ao longo das seções do escoamento, já que nas mesmas a corrente líquida percorre caminhos com sucessivas e bruscas mudanças de direção. Estudos do escoamento em flocladores chicanados (HAARHOFF E VAN DER WALT, 2001; SALGADO, 2006) demonstraram que nos trechos retos a agitação apresenta baixa intensidade, enquanto que nas mudanças de direção (curvas) é bastante elevada, o que pode influenciar na eficiência do processo.

Apesar de ser uma variável bastante utilizada como parâmetro de projeto de flocladores, alguns autores discordam do uso irrestrito deste parâmetro, dadas às simplificações assumidas para o cálculo de G , como pode ser visto nos trabalhos de Cleasby (1984), Clark (1985), Hanson e Cleasby (1990) e Han e Lawler (1992).

3.1.2.2 *Tempo Teórico de Detenção*

O tempo teórico de detenção representa o tempo médio de permanência das partículas de fluido na unidade de tratamento. É definido como a relação entre o volume efetivo (V) e a vazão de alimentação (Q), como visto na Equação (3.8).

$$T = \frac{V}{Q} \quad (3.8)$$

É importante ressaltar que este parâmetro é de grande relevância no estudo da floclação, visto que os flocos devem permanecer no reator um tempo que seja suficiente para que haja a interação entre as partículas desestabilizadas para promover a formação de flocos; porém, não deve ser longo de forma a desestruturar os flocos anteriormente formados, garantindo desta forma um desempenho satisfatório do processo.

Diversos trabalhos relacionam o tempo de detenção com a eficiência do processo de clarificação de água: no trabalho experimental de Rossini *et al.* (1999) foi verificada a presença de dois pontos de eficiência máxima de remoção de turbidez utilizando *jartests*, o que significa que é possível obter bons resultados de remoção de turbidez para tempos de processo distintos; no trabalho de Cho *et al.* (2006) foram utilizados *jartests* em diversas condições de coagulação e floclação e foi verificado que aumento no tempo de floclação resultou em baixos valores de resistência de flocos, com flocos não compactos e com baixos valores de dimensão fractal. Em Oliveira (2008) foi verificado que, para FTHs, com o aumento no comprimento no reator e, conseqüentemente, no tempo de detenção, houve um acréscimo na eficiência de remoção de turbidez até um determinado valor máximo. A partir deste ponto a eficiência de remoção de turbidez foi decrescente, indicando ocorrência de desestruturação de flocos inicialmente formados, indicando que o tempo de detenção influencia significativamente na eficiência final do processo. É importante ressaltar que o tempo de detenção obtido para FTHs geralmente é inferior ao valor encontrado para flocladores hidráulicos tradicionais (HAMEED *et al.*, 1995; OLIVEIRA, 2008).

3.1.2.3 *Número de Camp*

O tempo teórico de detenção de um floclador e o gradiente médio de velocidade têm sido utilizados como balizadores da floclação. O produto destes parâmetros é denominado número de Camp (Ca) - Equação (3.9), que indica a oportunidade de choques aplicada ao sistema.

$$Ca = G.T \quad (3.9)$$

Al-Hashimi e Ashjyan (1989) e Hameed *et al.* (1995) verificaram em seus trabalhos experimentais a importância dos parâmetros G e T na floclação em tubos enrolados helicoidalmente e, conseqüentemente, no parâmetro Ca . Além disso, segundo Di Bernardo e Dantas (2005), este valor deve manter-se constante ao longo da unidade de floclação, isto é, enquanto o gradiente médio de velocidade diminui ao longo da unidade, o tempo teórico de detenção deve aumentar. Porém, Ca é pouco utilizado na prática, sendo analisada apenas a ordem de grandeza do mesmo, que deve variar entre 10^4 e 10^5 (HAARHOFF, 1998; MCCONNACHIE E LIU, 1999). Hameed *et al.* (1995) verificaram que um menor valor de Ca é obtido em um FTH quando comparado com um *jarrest*, para o mesmo grau de remoção de sólidos. Silva (2007) avaliou este parâmetro para FTHs e obteve eficiências de remoção de turbidez superiores a 80% para valores de Camp inferiores a 20.000. A partir de 20.000 o aumento do número de Camp promove uma diminuição da eficiência de floclação.

3.1.3 *Modelagem da Floclação*

A modelagem da floclação pode ser feita através de métodos analíticos, experimentais e numérico-computacionais. De forma geral, os métodos analíticos utilizam equações que refletem as características do processo estudado; os métodos experimentais simulam situações reais de floclação em protótipos, modelos reduzidos ou *jarrests* (teste de jarros) para obtenção de dados; já os métodos numérico-computacionais utilizam *softwares* de simulação para avaliação da agregação e ruptura e para avaliação das características hidrodinâmicas do reator estudado.

O emprego de modelos reduzidos e *jarrests* é bastante utilizado para a obtenção de informações acerca da floclação; por meio destes equipamentos é possível avaliar a dosagem de produtos

químicos, o tempo de processo e a agitação necessária para proporcionar a formação de flocos de forma eficiente e, conseqüentemente, a remoção de turbidez.

Com o avanço dos recursos computacionais, a utilização de simulação numérica para avaliação da floculação se tornou viável, como pode ser visto no trabalho de revisão de Bridgeman *et al.* (2009). Além de viável, verifica-se que é bastante vantajoso trabalhar com esta metodologia, visto que a mesma permite a execução de experimentos diversos, com avaliação de diversos parâmetros (hidráulicos e geométricos, dentre outros) intervenientes no processo sem a necessidade de construção e manutenção de diversas unidades de floculação e sem a preocupação com problemas relativos à semelhança dinâmica, existentes em modelos reduzidos. No entanto, deve-se ressaltar que os estudos numéricos/computacionais são dependentes da modelagem física, visto que por meio destes dados experimentais são feitas as calibrações e validações necessárias para que o modelo represente de forma satisfatória os fenômenos envolvidos no processo.

De forma geral, a floculação ainda é comumente mensurada por meio do uso de modelos matemáticos, que consideram parâmetros hidráulicos e de qualidade das águas. Com isso, são apresentados no Quadro 3.2 os principais modelos matemáticos utilizados para a avaliação da floculação.

<i>Autor</i>	<i>Modelo</i>	<i>Características gerais</i>
Smoluchowski (1917)	$H_{ij} = \frac{4}{3} n_i n_j R_{ij}^3 \frac{dv}{dz}$	Interações ortocinéticas e sistema bimodal de distribuição de tamanho de partículas.
Camp e Stein (1943)	$H_{ij} = \frac{4}{3} n_i n_j R_{ij}^3 G$	Substituição de dv/dz por G , a partir do modelo de Smoluchowski (1917).
Fair e Gemmell (1964)	$\frac{dn_k}{dt} = \frac{2}{3} \frac{dv}{dz} \left[\sum_{i=1}^{k-1} n_i n_{j=k-i} R_{ij}^3 - 2n_k \sum_{i=1}^{\infty} n_i R_{ik}^3 \right]$	Descreve a taxa de variação do número de partículas presentes em uma determinada classe de tamanho.
Harris <i>et al.</i> (1966)	$\frac{dn_1}{dt} = -\frac{\alpha a^3}{\pi} \delta \phi n_i \frac{dv}{dz}$	Inserção de termo referente à quebra de flocos. Probabilidade de não formação de flocos.
Argaman (1968) e Argaman e Kaufman (1970)	$\frac{n_0}{n_1} = \frac{1 + K_A \cdot G \cdot T}{1 + K_B \cdot G^2 \cdot T}$	Considera distribuição bimodal no tamanho de partículas e interações ortocinéticas. Considera a agregação de partículas e a quebra dos flocos.
Bratby <i>et al.</i> (1977)	$\frac{N_0}{N_1} = \left[\frac{K_B}{K_A} G + \left(1 - \frac{K_B}{K_A} G \right) e^{-K_A G T} \right]^{-1}$	Concentração de partículas na massa líquida é proporcional à turbidez no sobrenadante.

Quadro 3.2 – Principais modelos matemáticos utilizados para a avaliação da floculação

Dentre os diversos modelos de floculação avaliados na literatura, os mais comumente utilizados são os modelos propostos no trabalho de Argaman e Kaufman (1970) e Bratby *et al.* (1977); inclusive, livros técnicos e artigos atuais (DI BERNARDO E DANTAS, 2005; SEKIOU E KELLIL, 2009; LIBÂNIO, 2010; MORUZZI E OLIVEIRA, 2012) utilizam até hoje tais modelos para a avaliação da floculação.

Entretanto, é importante observar que a maioria dos modelos apresentados considera que a interação ocorre necessariamente entre partículas discretas e flocos, com a geração de flocos maiores. Já os modelos que levam em consideração a interação de partículas de tamanhos diversos não levam em consideração a possibilidade de ruptura dos flocos previamente formados. Destaca-se que a consideração de que a interação ocorre necessariamente entre partículas discretas e flocos é válida para grandes tempos de processo, comumente verificados em unidades convencionais de floculação (cerca de 30 minutos).

3.1.4 Unidades de Floculação – Flocladores Hidráulicos

A promoção do encontro entre as partículas previamente desestabilizadas pela coagulação ocorre em uma unidade de floculação, comumente chamada de floclador. De acordo com Di Bernardo e Dantas (2005) a escolha do tipo de sistema de floculação está condicionada a diversos fatores, como: qualidade da água bruta, mecanismo de coagulação, tamanho das unidades, existência de pessoal qualificado para operação e manutenção, regime de funcionamento (vazão constante ou variável, contínuo ou intermitente), entre outros fatores.

As unidades de floculação são geralmente classificadas de acordo com o mecanismo de agitação adotado. Esta agitação pode ser realizada de duas formas, proporcionando dois sistemas de floculação distintos: sistema de floculação hidráulico, no qual a agitação no interior do reator se dá pelo próprio movimento do fluido ao longo da unidade; e sistema de floculação mecanizado, no qual a agitação se dá por meio de equipamentos mecânicos, tais como paletas e turbinas. Ambos possuem vantagens e desvantagens de utilização, como é possível verificar no Quadro 3.3.

<i>Tipo de Floculadores</i>	<i>Vantagens</i>	<i>Desvantagens</i>
Hidráulicos	Não necessita de equipamentos mecanizados ou elétricos e de pessoal qualificado para operação e manutenção; Baixo custo de implantação, operação e manutenção;	Pouca flexibilidade com relação a parâmetros de projeto; Alta perda de carga.
Mecanizados	Possibilidade de mudança de parâmetros de projeto de acordo com a necessidade; Baixa perda de carga	Alto custo energético e de instalação; Dependência de equipamentos elétricos/ mecânicos e de pessoal qualificado para manutenção e operação; Presença de curtos-circuitos (caminhos preferenciais) e zonas mortas (regiões com pouca troca de massa).

Quadro 3.3 – Vantagens e desvantagens na utilização de floculadores hidráulicos e mecanizados

As unidades hidráulicas possuem a característica de utilizar elementos para modificar a direção do escoamento e, desta forma, promover agitação da massa líquida. Os elementos mais comumente encontrados são chicanas, mas a utilização de comportas, tubos curvados e meios granulares também são verificados em diversos trabalhos. O Quadro 3.4 apresenta as principais unidades hidráulicas de floculação existentes com suas principais características.

<i>Unidade de Floculação</i>	<i>Modificador de direção do escoamento</i>	<i>Características gerais</i>
Chicanas Horizontais/ Verticais	Chicanas e Canais	O fluxo muda sua direção e sentido ao final de cada canal em 180°, o que causa grande perda de carga e altos valores de gradiente de velocidade nas curvas (quando comparados aos trechos retos).
Tipo Alabama	Curvas à 90°	É constituído de compartimentos interligados, cujas entradas e saídas de cada compartimento são dispostas na parte inferior da unidade. A entrada é feita por curvas a 90° voltadas para cima, que impulsionam a água num fluxo ascendente e depois descendente devido à ação da gravidade dentro da mesma unidade.
Tipo Cox	Comportas	As interligações entre as câmaras ocorrem de forma alternada, em posições superiores e inferiores, causando agitação na massa líquida. No entanto, esta agitação não ocorre de forma uniforme, provocando curtos-circuitos e zonas mortas nos compartimentos.
Escoamento Helicoidal	Tubos curvados	Neste tipo de unidade a torção e a curvatura provocadas no tubo devido à configuração helicoidal muda a direção do escoamento constantemente, causando agitação na massa líquida.

Quadro 3.4 – Principais unidades hidráulicas de floculação

3.2 Aspectos Hidrodinâmicos

A avaliação do comportamento hidrodinâmico em unidades de tratamento é de grande importância, visto que a eficiência do processo está intimamente relacionada com os padrões de escoamento no interior da unidade. No entanto, a dificuldade de obtenção de dados de escoamentos complexos no interior das unidades faz com que as mesmas sejam tradicionalmente tratadas como "caixas pretas", sendo consideradas apenas informações em suas seções de entrada e de saída (FALCONER E LIU, 1988; TEIXEIRA, 1993).

Os padrões de escoamento verificados no interior das unidades de floculação auxiliam na determinação do grau de agitação do sistema e, conseqüentemente, na probabilidade de choques entre as partículas. Tais choques promovem agregação e ruptura, imprescindíveis à floculação.

O parâmetro hidrodinâmico que está diretamente relacionado à intensidade de energia fornecida ao sistema é o gradiente de velocidade, mensurado de forma global por meio do parâmetro gradiente médio de velocidade, sendo este o parâmetro mais utilizado na avaliação de unidades de floculação, como visto no item 3.1.2. No entanto, descrever a floculação por meio de um valor único não elucida a distribuição das características hidrodinâmicas no interior das unidades, visto que os gradientes de velocidade podem variar consideravelmente ao longo das unidades de acordo com os modificadores de direção de escoamento utilizados para introduzir movimento à massa líquida, como visto no Quadro 3.4.

Além do gradiente de velocidade, apenas os parâmetros hidrodinâmicos vorticidade ($\vec{\omega}$) e energia cinética turbulenta ($\bar{\epsilon}$) são utilizados para a avaliação das características hidrodinâmicas locais em unidades destinadas para a floculação, como visto nos trabalhos de Blaser (1998), Blaser (2000) e Bache (2004), referentes ao uso do parâmetro vorticidade, e nos trabalhos de Coufort *et al.* (2005) e Zumaeta *et al.* (2007), referentes ao parâmetro energia cinética turbulenta. Além disso, a utilização maciça de chicanas e canais em unidades hidráulicas de floculação faz com que sejam verificados na literatura apenas trabalhos que retratem a relação entre a hidrodinâmica do escoamento no interior de floculadores hidráulicos chicanados com a floculação, não sendo verificados trabalhos que retratem a floculação em função do comportamento hidrodinâmico em floculadores hidráulicos com outras configurações. Dentre os trabalhos acerca da relação entre floculação e hidrodinâmica em unidades chicanadas destacam-se os trabalhos de Camp (1955), Haarhoff e Van Der Walt (2001) e Salgado (2006). Camp (1955) afirma que reatores com chicanas não são os mais indicados

para fins de floculação, visto que grande parte da perda de carga ocorre nas mudanças de direção e, por isso, os gradientes de velocidade são muito maiores nessas regiões e são praticamente insignificantes ao longo de cada compartimento da câmara. Já Haarhoff e Van Der Walt (2001) apresentaram cálculos de gradientes de velocidade e, a partir de um modelo numérico calibrado, comprovaram a afirmação de Camp (1955), sendo obtida uma predominância de gradientes maiores após as mudanças de direção de escoamento. Adicionalmente, Salgado (2006) verificou variações de gradiente de velocidade ao longo de um compartimento do reator chicanado e regiões de recirculação atrás das chicanas, tanto na horizontal como na vertical, o que pode ocasionar, segundo a autora, quebra dos flocos previamente formados, influenciando negativamente na eficiência do reator.

Como uma alternativa para solução do problema de variações bruscas na direção do escoamento, alguns autores sugerem a utilização de um reator composto de um tubo enrolado helicoidalmente, devido a pouca variabilidade no comportamento hidrodinâmico no interior da unidade, como visto nos trabalhos numéricos de Sartori (2006) e Sartori *et al.* (2014). No entanto, verifica-se a necessidade de se obter informações acerca das características hidrodinâmicas em tubos curvos/helicoidalmente enrolados para permitir a avaliação conjunta da floculação e do comportamento hidrodinâmico verificado em tais unidades.

Deste modo, são inicialmente apresentados os principais parâmetros intervenientes no escoamento em tubos curvos/helicoidalmente enrolados (item 3.2.1); em seguida são apresentados os principais aspectos acerca da hidrodinâmica em tubos curvos (item 3.2.2) e helicoidalmente enrolados (item 3.2.3); por fim, é descrito o comportamento axialmente invariante em tubos helicoidalmente enrolados (item 3.2.4), bem como são apresentados parâmetros hidrodinâmicos utilizados para representar o escoamento em unidades de mistura (item 3.2.5).

3.2.1 Principais Parâmetros Intervenientes no Escoamento em Tubos Curvos/Helicoidalmente Enrolados

3.2.1.1 Parâmetros Geométricos

As configurações helicoidais podem ser representadas, de forma geral, por dois parâmetros geométricos adimensionais principais: a curvatura e a torção. Esses parâmetros são dependentes de características geométricas da configuração estudadas, sendo as principais apresentadas na Figura 3.1.

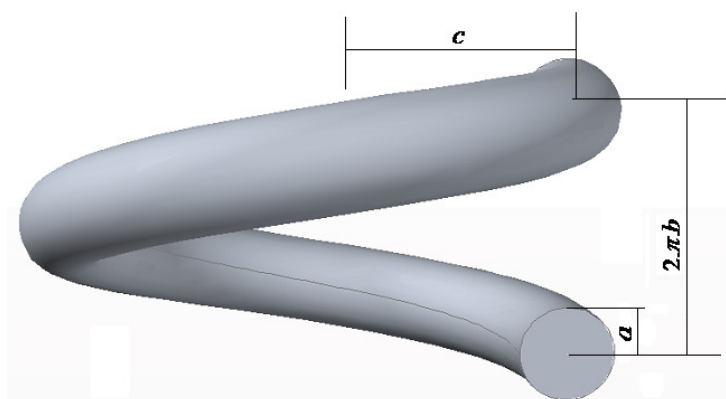


Figura 3.1 – Representação esquemática de um tubo helicoidalmente enrolado com suas principais características geométricas

De maneira geral, um tubo helicoidal pode ser geometricamente definido como um tubo de raio (a) enrolado de forma a obter um raio de enrolamento (c) e com distância entre voltas igual a $2\pi b$. A relação entre tais variáveis descreve os parâmetros torção e curvatura. No entanto, tais parâmetros são definidos de formas diferentes, como é possível verificar no Quadro 3.5.

<i>Descrição</i>	<i>Curvatura</i>	<i>Torção</i>	<i>Autores</i>
Relação entre o raio do tubo e o raio de enrolamento (no caso da curvatura, δ), e entre o passo e o diâmetro de enrolamento (no caso da torção, λ). Costuma ser utilizado em tubos enrolados helicoidalmente com pequeno passo.	$\delta = \frac{a}{c}$	$\lambda = \frac{b}{c}$	Piazza e Ciofalo (2010)
Relação entre os parâmetros curvatura (κ) e torção (τ) na forma adimensional em função dos três parâmetros geométricos apresentados na Figura 3.1.	$\kappa = \frac{ac}{b^2 + c^2}$	$\tau = \frac{ab}{b^2 + c^2}$	Yamamoto <i>et al.</i> (2002); Conté e Peng (2008); Hayamizu <i>et al.</i> (2008)
Relação entre os parâmetros curvatura (κ') e a torção (τ') na forma dimensional; ou seja, independente do raio da tubulação a .	$\kappa' = \frac{c}{b^2 + c^2}$	$\tau' = \frac{b}{b^2 + c^2}$	Wang (1981); Bolinder e Sunden (1995); Huttli e Friedrich (2000)

Quadro 3.5 – Torção e curvatura em função dos parâmetros geométricos a , b e c

3.2.1.2 Parâmetros Hidráulicos

Dentre os diversos parâmetros hidráulicos adimensionais utilizados na análise das características do escoamento em tubos enrolados helicoidalmente, é possível destacar três como principais: o número de Reynolds (Re), o número de Dean (D_n) e o número de Germano (G_n). Além destes, o parâmetro número de Reynolds crítico ($Re^{crítico}$) também merece destaque por definir o limiar entre os escoamentos laminar, transicional e turbulento.

Número de Reynolds

O número de Reynolds (Re) é uma grandeza utilizada para avaliar a estabilidade do fluxo de um determinado fluido sobre uma superfície, indicando o regime de escoamento do fluxo. O seu significado físico é um quociente de forças: forças inerciais (relacionadas ao termo velocidade) e forças viscosas (relacionadas ao termo viscosidade), como mostrado na Equação (3.10).

$$Re = \frac{\rho \cdot u_m \cdot 2a}{\mu} \quad (3.10)$$

Os termos ρ e μ são relativos ao fluido avaliado e os termos u_m e $2a$ referem-se às velocidades características do escoamento e a comprimentos característicos da unidade, respectivamente. A principal significância do número de Reynolds deve-se ao fato de que o mesmo permite, de forma simplificada, a avaliação do tipo de escoamento (laminar, transicional ou turbulento) de um fluido escoando numa superfície qualquer. Quando as forças de viscosidade são dominantes em um determinado escoamento, o mesmo é caracterizado pelo movimento ordenado das partículas fluidas, visto que qualquer tendência turbulenta é amortecida pelas forças viscosas de cisalhamento, dificultando a mistura entre as camadas/lâminas de fluido; neste caso o escoamento possui baixos valores de número de Reynolds e é denominado laminar. No caso de escoamentos nos quais as forças inerciais são dominantes, verifica-se o movimento caótico das partículas fluidas, caracterizando o regime de escoamento turbulento. Neste caso, verificam-se altos valores de número de Reynolds e alta dissipação de energia.

Em tubos curvos é verificado o efeito de laminarização do escoamento, no qual a característica laminar do fluxo pode ser mantida sob Números de Reynolds maiores do que os verificados em

tubos retos. Experimentalmente este efeito foi demonstrado no trabalho de (SREENIVASAN E STRYKOWSKI, 1983), por meio da introdução de um corante na seção de entrada de um circuito hidráulico formado por um tubo retilíneo seguido de um tubo helicoidalmente enrolado; com $Re = 4000$ foi possível verificar a dispersão do corante na seção retilínea do tubo, enquanto que no prolongamento helicoidal do tubo verifica-se características laminares no escoamento, com a demarcação das linhas de fluxo que compõe o fluxo.

A definição dos limites entre o escoamento laminar e o escoamento turbulento é dado pelo parâmetro número de Reynolds crítico ($Re^{Crítico}$), discutido no item a seguir.

Número de Reynolds Crítico

Para a avaliação da transição entre o regime laminar, transicional e turbulento utiliza-se o parâmetro adimensional número de Reynolds crítico - $Re^{Crítico}$, que corresponde ao menor número de Reynolds no qual é possível verificar a presença de elementos turbulentos na região avaliada. Os valores encontrados para este parâmetro variam de acordo com a geometria utilizada; por exemplo, o valor do número de Reynolds crítico para tubos retos é diferente do encontrado para tubos curvos. Nesses, os fluxos secundários resultantes das forças centrífugas verificadas nestas geometrias levam a um maior número de Reynolds crítico; ou seja, a turbulência em tubos curvos é atrasada quando comparada com o escoamento tipo Poiseuille, no qual há ausência de escoamento secundário (AUSTEN E SOLIMAN, 1988; LIU *et al.*, 1994; YAMAMOTO *et al.*, 1995; YILDIZ *et al.*, 1995; YAMAMOTO *et al.*, 1998; JAYAKUMAR *et al.*, 2010).

Diversos autores propuseram critérios para a estimativa do número de Reynolds crítico para tubos enrolados helicoidalmente, como visto no Quadro 3.6. Estes autores afirmam que o fluxo secundário em um tubo curvo é a razão potencial de se estabilizar o fluxo do fluido como laminar, resultando em um maior número de Reynolds crítico. Tal conclusão justifica os resultados de trabalhos que encontraram valores de $Re^{Crítico}$ maiores para tubos curvados do que para tubos retilíneos. As correlações para $Re^{Crítico}$ foram obtidas para condições específicas de geometria (geralmente em função da curvatura), como pode ser visto no Quadro 3.6.

<i>Autor</i>	<i>Função de Regressão</i>	<i>Condição de Obtenção</i>
Ito (1959)	$R_e^{Crítico} = 2 \cdot \left(\frac{a}{c}\right)^{0,32} \cdot 10^4$	$15 < c/a < 860$
Kubair e Varrier (1962)	$R_e^{Crítico} = \frac{12730}{\left(\frac{a}{c}\right)^{0,2}}$	$0,0005 < a/c < 0,103$
Schmidt (1967)	$R_e^{Crítico} = 2300 \left(1 + 8,6 \left(\frac{a}{c}\right)^{0,45}\right)$	$c/a < 200$
Srinivasan <i>et al.</i> (1968)	$R_e^{Crítico} = 2100 \left(1 + 12 \left(\frac{a}{c}\right)^{0,5}\right)$	$0,0417 < a/c < 0,167$
Mishra e Gupta (1979)	$R_e^{Crítico} = 20.000 \left[\frac{\frac{a}{c}}{\left(1 + \left(\frac{b}{2\pi c}\right)^2\right)} \right]^{0,32}$	$0,003 < a/c < 0,15$
Cioncolini e Santini (2006) – Modelo 1	$R_e^{Crítico} = 30.000 \left(\frac{c}{a}\right)^{-0,47}$	$\frac{c}{a} \leq 24$
Cioncolini e Santini (2006) – Modelo 2	$R_e^{Crítico} = 120.000 \left(\frac{c}{a}\right)^{-0,57}$	$30 \leq \frac{c}{a} \leq 110$
	$R_e^{Crítico} = 2.300 \left[1 + 210 \left(\frac{c}{a}\right)^{-1,12}\right]$	$\frac{c}{a} \geq 150$

Quadro 3.6 – Números de Reynolds crítico obtidos por diversos autores

Destaca-se que tais modelos utilizam os parâmetros diâmetro de enrolamento (c) e diâmetro do tubo (a) para definir o valor do número de Reynolds crítico e a faixa de trabalho de cada modelo. Além disso, divergências nos modelos do número de Reynolds crítico podem ser verificadas com o uso de tais modelos, como descrito no trabalho de Jayakumar *et al.* (2010). Estes autores verificaram que para baixos valores de curvatura ($\delta < 0,05$) a maioria dos modelos avaliados produziam o mesmo valor de número de Reynolds crítico; no entanto, o aumento da curvatura promovia o aparecimento de significativas variações nos valores obtidos com o uso de modelos distintos, indicando cautela em sua utilização.

Número de Dean e Número de Germano

Além do número de Reynolds, os números adimensionais de Dean (D_n) e Germano (G_n) também são bastante utilizados na avaliação de tubos enrolados helicoidalmente. Ambos os parâmetros foram nomeados em homenagem aos autores dos trabalhos nos quais são descritos pela primeira vez: Dean (1927) apresentou o desenvolvimento teórico do escoamento em tubos toroidais e propôs um número adimensional para caracterizar a magnitude do escoamento secundário no interior de

tais unidades, sendo este parâmetro dependente da curvatura do tubo δ ; Germano (1982) avaliou, além do parâmetro curvatura, o parâmetro torção (relativo ao acréscimo do parâmetro passo, isto é, relativo à transformação do toróide para um helicóide). As equações referentes ao número de Dean e ao número de Germano estão descritas nas Equações (3.11) e (3.12), respectivamente.

$$D_n = Re \cdot \sqrt{\delta} \quad (3.11)$$

$$G_n = Re \cdot \tau \quad (3.12)$$

3.2.2 Hidrodinâmica em Tubos Curvos

Configurações curvas têm sido utilizadas e estudadas há muitas décadas por possuir características hidrodinâmicas distintas com relação às configurações retilíneas, destacando-se a presença de fluxo secundário, definido pelo surgimento de correntes secundárias transversais à seção do escoamento devido à curvatura do canal. Tal característica tem sido abordada de forma analítica, experimental e numérica, sendo esta última com grande representação nos últimos anos.

De maneira geral, pode-se descrever o escoamento de tubos curvos da seguinte forma: como o fluxo ocorre em uma configuração curva, a força centrífuga atua fora do centro de curvatura sobre os elementos de fluido; além disso, devido à condição de não deslizamento na parede, a velocidade axial na região central é muito maior do que perto da parede. Para manter o equilíbrio entre o impulso da força centrífuga e gradiente de pressão gerado entre a região próxima a parede e o centro do tubo, elementos de fluido mais lentos se movem próximos à parte interna do enrolamento do tubo curvo, como exemplificado pela Figura 3.2, adaptada de Jayakumar *et al.* (2008). Nesta figura é possível ver claramente que, diferentemente do perfil geralmente encontrado em tubos retilíneos, as maiores velocidades não são encontradas na parte central do tubo, e sim próximo à parte externa do enrolamento devido à ação da força centrífuga no fluido. Além disso, devido ao enrolamento helicoidal imposto pela geometria estudada, é possível perceber um leve deslocamento angular nas isolinhas (quando comparado a elementos toroidais) devido ao passo de enrolamento.

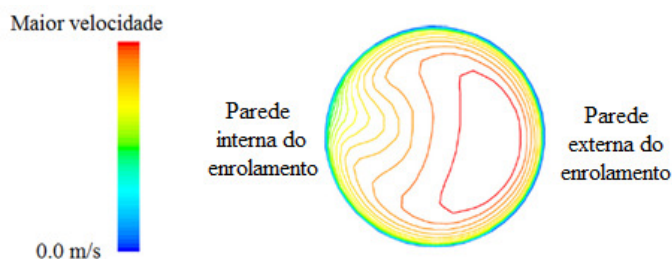


Figura 3.2 – Isolinhas de velocidade axial para um tubo curvo
 Adaptado de Jayakumar *et al.* (2008).

Além da característica de assimetria radial verificada na avaliação da velocidade axial, é possível constatar características assimétricas na avaliação do escoamento secundário em escoamentos em tubos enrolados helicoidalmente, principalmente em situações nas quais o efeito da torção é significativo. Para ilustrar esta característica é apresentada a Figura 3.3, na qual configurações com mesmo número de Dean, mesma curvatura e com torções diferentes são comparadas e as características dos vórtices formados são consideravelmente distintas. Além disso, é importante destacar que a quantidade de vórtices gerados na seção transversal do escoamento e as características dos mesmos dependem de diversos parâmetros, tais como torção e curvatura (YANG E KELLER, 1986; YANASE *et al.*, 1989; YANASE *et al.*, 1994; MASUD *et al.*, 2010).



Figura 3.3 – Escoamento secundário em tubos curvos com (a) torção igual a zero e (b) torção diferente de zero
 Fonte: Kao (1987).

Os primeiros trabalhos experimentais envolvendo escoamento em tubos curvos são os de Eustice (1910) e de Eustice (1911), nos quais é mostrada a existência de escoamentos secundários por meio do uso de traçadores para a visualização do escoamento no interior das tubulações; em seus trabalhos experimentais, pioneiros na verificação da característica não paralela do fluxo aos contornos sólidos ao longo de tubos curvos, verificou-se a mudança de direção das linhas de fluxo,

com alternância entre as posições interna e externa da curvatura do tubo para diversas configurações curvas, como mostrado na Figura 3.4.

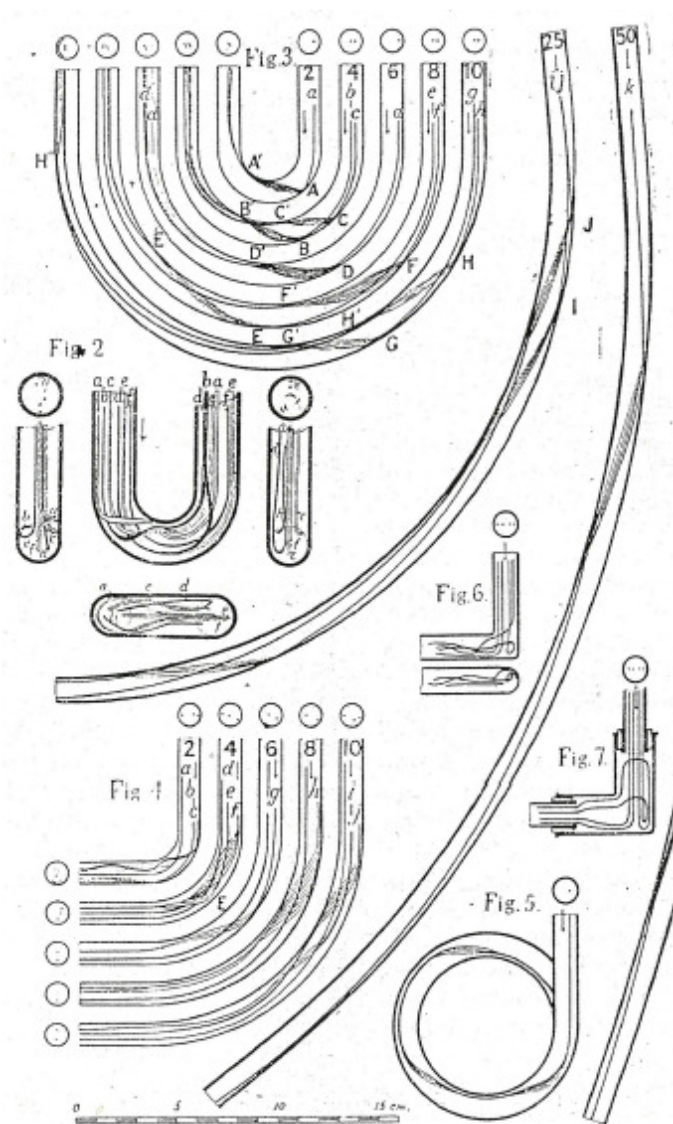


Figura 3.4 – Linhas de fluxo em tubos curvos diversos
Adaptado de Eustice (1911).

A existência de vórtices em tubos curvos foi provada matematicamente nos trabalhos Dean (1927) e Dean (1928), sendo considerado o escoamento completamente desenvolvido em uma tubulação curvada de seção circular. Foram adimensionalizadas as equações de conservação e um parâmetro adimensional foi encontrado para caracterizar o escoamento secundário presente nos tubos curvos, cuja variante comumente utilizada é apresentada na Equação (3.11).

Tiwari *et al.* (2006) avaliaram em seu trabalho numérico tubos em formato de U e tubos helicoidalmente enrolados, tendo sido avaliado os efeitos da curvatura na evolução do campo de escoamento. Além disso, foram encontrados valores de cisalhamento na porção externa da parede duas vezes maiores do que em tubos retos em situações semelhantes. Neste trabalho também foram avaliadas situações em que havia a presença de partículas sólidas no fluido estudado; neste caso foi verificada que a inércia de tais partículas causa um aumento na tensão de cisalhamento na parede e que para altos valores de número de Dean (na ordem de 1000), o efeito da gravidade se torna praticamente insignificante para partículas com poucos micrometros de diâmetro.

Também na área de modelagem fluidodinâmica computacional destaca-se o trabalho de Huang *et al.* (2011), no qual são apresentadas linhas de fluxo em tubos tipo U conectados visando à avaliação da formação de bolhas neste tipo de unidade; foi possível verificar linhas de fluxo retilíneas nas porções retilíneas das unidades e linhas de fluxo com significativas mudanças de direção nas regiões curvas (Figura 3.5), indicando a presença de escoamento secundário.

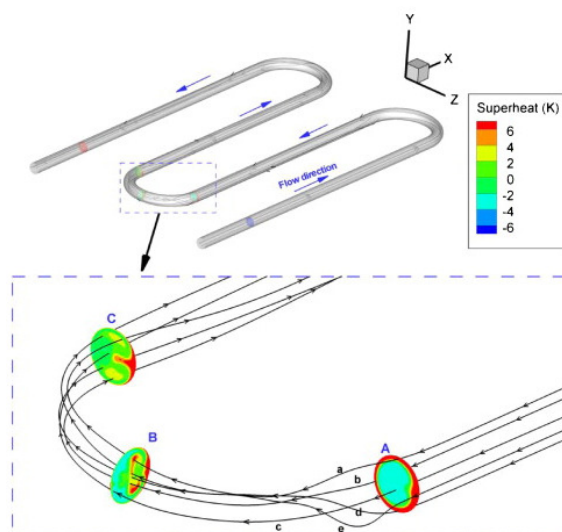


Figura 3.5 – Linhas de fluxo em tubos curvos

Fonte: Huang *et al.* (2011).

3.2.3 Hidrodinâmica em Tubos Helicoidalmente Enrolados

Após diversos trabalhos acerca de problemas envolvendo tubos toroidais, que podem ser considerados como tubos helicoidais de passo zero, teve início uma série de estudos visando à avaliação da influência do parâmetro passo no escoamento de tubos curvados. Diversos autores destacam a importância do parâmetro passo; como exemplo, é descrito em Kao (1987) e Xie (1990) que alterações no passo levam a alterações na característica do escoamento; além disso, alterações

significativas no passo podem ocasionar variações no número de vórtices presentes na seção transversal do escoamento (escoamento secundário), como visto no trabalho de Liu e Masliyah (1993).

As principais diferenças encontradas no escoamento do interior de tubos curvos planos (toroidais) e tubos helicoidais são relativos ao escoamento secundário. No primeiro caso, o escoamento secundário é basicamente constituído por duas células de recirculação simétricas e no segundo as células são assimétricas, sendo que esta assimetria depende de características hidráulicas e geométricas, como pode ser visto nos trabalhos de Xie (1990), Yamamoto *et al.* (2002) e Conté e Peng (2008).

Um dos primeiros trabalhos que envolvem configuração helicoidal é o de Wang (1981), que utiliza um sistema de coordenadas não ortogonais para obter a solução de tubos helicoidais com pequenos valores de curvatura e torção, sendo verificado que a torção influencia significativamente o escoamento secundário. Contrariando o trabalho de Wang (1981), Germano (1982) introduziu um sistema de coordenadas ortogonais e encontrou um efeito de segunda ordem referente à torção no escoamento secundário para tubos de seção transversal circular. Destaca-se que o sistema de coordenadas helicoidal proposto por Germano (1982) é utilizado em diversos trabalhos acerca de tubos helicoidalmente enrolados; inclusive, em Germano (1989) é proposto uma adequação no sistema de coordenadas para casos nos quais a seção do tubo é elíptica.

Utilizando o sistema de coordenadas ortogonal proposto por Germano (1982) foi iniciado em meados dos anos 90 uma série de trabalhos na Universidade de Okayama, Japão, acerca de tubos helicoidalmente enrolados: Yamamoto *et al.* (1994), Yamamoto *et al.* (1995), Yamamoto *et al.* (1998) e Yamamoto *et al.* (2002), fizeram análises teóricas, numéricas e experimentais acerca de diversos parâmetros ligados ao escoamento em tubos helicoidais, em especial aos parâmetros geométricos curvatura e torção. Também foram avaliados os efeitos da curvatura e da torção em Liu e Masliyah (1993), por meio dos parâmetros hidráulicos número de Dean e número de Germano; além disso, foi proposto um modelo para ao cálculo do fator de fricção para escoamentos com número de Dean inferiores a 5000.

Bolinder e Sunden (1995) utilizaram canais helicoidais de passo finito e seção quadrada em seus estudos acerca de escoamentos laminares totalmente desenvolvidos. Foram comparados resultados

numéricos (método de volumes finitos) e experimentais (utilizando Velocimetria Laser-Doppler, LDV), sendo obtidas boas correlações entre os valores encontrados. Neste trabalho também foi verificada a presença de duas células de recirculação adicionais com o aumento do número de Reynolds, sendo essas distorcidas até seu total desaparecimento.

Em 2000 foram realizados no Brasil dois trabalhos envolvendo canais helicoidais de seção quadrada: Alves (2000) e Morales (2000). O primeiro realizou testes experimentais em canais helicoidais de superfície livre para diversos valores de torção e curvatura do canal e diferentes valores de densidade, viscosidade e vazão de fluidos, obtendo uma ampla faixa de números de Reynolds e fator de atrito. O segundo trabalho realizou simulação numérica do escoamento para o regime laminar e turbulento. A turbulência foi modelada com o modelo de duas equações $k - \epsilon$ e os resultados mostram que o método utilizado calcula satisfatoriamente a posição da interface quando comparado com os dados experimentais. Neste trabalho também são apresentados os campos de velocidade média, do escoamento secundário e da taxa de dissipação da energia cinética turbulenta.

Em Yamamoto *et al.* (2002) foi realizado um trabalho experimental e numérico para avaliação do escoamento secundário para altos valores de torção em tubos enrolados helicoidalmente. Foi verificada uma boa correlação entre os resultados obtidos numericamente e os obtidos experimentalmente, sendo constatada uma mudança na estrutura dos vórtices formados com o aumento da torção para valores de número de Dean constantes: os dois vórtices obtidos para baixos valores de torção foram transformados em apenas um; além disso, a linha que dividia os dois vórtices variou sua direção com o aumento da torção.

Galier *et al.* (2003) utilizaram uma análise eletroquímica para medir o gradiente de velocidade na parede de tubos curvados na forma toroidal e helicoidal, sendo verificado que a maior taxa de cisalhamento foi encontrada na parte externa da curva para ambos os casos. Neste mesmo ano, Yu *et al.* (2003) utilizaram Anemometria Laser-Doppler (LDA) tridimensional para medição do campo de velocidades em três tubos helicoidais de fluxo laminar totalmente desenvolvido. As observações experimentais foram comparadas com os dados numéricos obtidos, sendo obtida uma boa correlação entre estes valores. Além disso, o formato do perfil dos componentes normais do escoamento secundário ao longo da linha de centro vertical ou horizontal são similares ao do escoamento axial ao longo da mesma linha. Eles apresentam um padrão similar de mudança quando

os parâmetros curvatura e número de Reynolds variam. Verificou-s que até um pequeno valor do parâmetro passo pode criar um efeito significativo na distribuição de velocidades na direção axial ou secundária.

Cioncolini e Santini (2006) – Modelo 1 e Cioncolini e Santini (2006) – Modelo 2 executaram um estudo experimental visando investigar a transição do escoamento laminar para o turbulento em tubos enrolados helicoidalmente, sendo obtidas equações para o cálculo do número de Reynolds crítico (Quadro 3.6).

No trabalho experimental desenvolvido por Hayamizu *et al.* (2008) foi avaliado o efeito da torção em tubos enrolados helicoidalmente de seção circular para uma ampla faixa de números de Reynolds (entre 200 e 20.000), sendo que a distribuição de velocidades e a intensidade de turbulência do escoamento foram determinadas utilizando anemometria de fio quente. O parâmetro curvatura foi mantido constante para os seis protótipos estudados e os valores do parâmetro de torção β_0 (dado por $\beta_0 = \lambda / (2\delta)^{0,5}$) variaram de 0,02 a 1,89, sendo verificado que, para baixos valores de β_0 , a distribuição axial das velocidades foi similar à de um tubo toroidal; com o aumento de β_0 , as maiores velocidades da seção transversal do escoamento são encontradas na direção oposta da torção e para o maior valor de β_0 estudado a distribuição da velocidade axial se tornou semelhante ao escoamento de um tubo retilíneo circular estreito (escoamento Hagen-Poiseuille).

Em 2010 foram publicados diversos trabalhos na área de CFD aplicada a escoamento em tubos enrolados helicoidalmente. No trabalho de Piazza e Ciofalo (2010) foram estudados os modelos de turbulência $k - \varepsilon$, $SST k - \omega$ e $RSM - \omega$ e estes resultados foram comparados com os resultados obtidos com a utilização do modelo DNS e com a análise experimental da pressão e de transferência de calor. Utilizando os modelos $SST k - \omega$ e $RSM - \omega$ foram obtidos resultados com excelente correlação com dados de literatura. Para transferência de calor, foi obtida uma correlação satisfatória para a faixa de dados disponíveis; no entanto, foi ressaltado que os dados encontrados na literatura não são completos ou exatos, o que dificultou consideravelmente a análise.

Já o trabalho de Jayakumar *et al.* (2010) utilizou análise de CFD para avaliação de fluidos monofásicos em regime turbulento em tubos enrolados helicoidalmente com orientação vertical.

Masud *et al.* (2010) realizaram um estudo numérico para examinar a solução estável para o fluxo viscoso incompressível estacionário através de um tubo curvo com secção transversal circular.

Além disso, os efeitos combinados de elevados números de Dean e do parâmetro curvatura sobre o fluxo foram investigados. Os padrões de fluxo foram mostrados graficamente para altos valores de números de Dean e uma vasta gama de valores de curvatura, variando de 0,01 a 0,9. Foi verificado que a velocidade axial aumenta com o aumento do número de Dean e diminui com o aumento dos valores de curvatura, também foi visto que para elevados números de Dean e baixa curvatura, quase todas as partículas de fluido deixam parte interna da seção transversal e partem para a parte externa.

Sartori *et al.* (2014) apresentam uma modelagem fluidodinâmica computacional de flocladores tubulares helicoidais atuando em baixos números de Reynolds (Re) e uma avaliação do comportamento do gradiente de velocidade e do gradiente médio de velocidade neste tipo de configuração. É avaliada a influência de alterações geométricas (diâmetro do reator) e dinâmicas (vazão) no valor de G , sendo obtida uma equação que relaciona o gradiente médio de velocidade (obtido por meio de média aritmética dos valores pontuais de gradiente de velocidade em uma seção do escoamento) com a razão λ/Re (onde λ é a razão entre a torção e a curvatura), sendo esta uma potencial ferramenta para o projeto racional de unidades de floclação de escoamento helicoidal.

3.2.4 Característica Axialmente Invariante em Tubos Helicoidalmente Enrolados

A característica axialmente invariante dos perfis de escoamento após o comprimento de entrada pode ser verificada por meio da análise das equações de movimento (equação da continuidade e de Navier-Stokes) em coordenadas helicoidais, considerando fluxo incompressível em regime permanente. Para isso, são apresentadas a seguir as equações de movimento em coordenadas helicoidais propostas no trabalho de Jinsuo e Benzhao (1999) - Equação (3.13), cujo esquema representativo do sistema de coordenadas do tubo de enrolamento helicoidal utilizado é apresentado no Quadro 3.7, em conjunto com as constantes presentes nas equações da continuidade e de Navier-Stokes. A independência dos parâmetros hidrodinâmicos u, v e w (velocidades referentes aos eixos s, r e θ , respectivamente) com relação ao eixo coordenado s confirma a invariabilidade das características do escoamento ao longo da unidade. Destaca-se que, nas equações apresentadas, o único termo relacionado ao eixo coordenado s é $\partial p/\partial s$, que é constante.

$$\frac{\partial u}{\partial r} + \frac{1}{r} \frac{\partial v}{\partial \theta} - \frac{\tau}{M} \frac{\partial w}{\partial \theta} + \left(\frac{1}{r} - \frac{\kappa \cos \theta}{M} \right) u + \frac{\kappa \sin \theta}{M} v = 0$$

$$u \frac{\partial u}{\partial r} + \frac{v}{r} \frac{\partial u}{\partial \theta} - \frac{\tau w}{M} \frac{\partial u}{\partial \theta} - \frac{v^2}{r} + \frac{\kappa \cos \theta}{M} w^2 = -\frac{\partial p}{\partial r} + (\Delta V) \quad 1$$

$$u \frac{\partial v}{\partial r} + \frac{v}{r} \frac{\partial v}{\partial \theta} - \frac{\tau w}{M} \frac{\partial v}{\partial \theta} - \frac{uv}{r} - \frac{\kappa \sin \theta}{M} w^2 = -\frac{1}{r} \frac{\partial p}{\partial \theta} + (\Delta V)^2$$

$$u \frac{\partial w}{\partial r} + \frac{v}{r} \frac{\partial w}{\partial \theta} - \frac{\tau w}{M} \frac{\partial w}{\partial \theta} - \frac{\kappa \cos \theta}{M} uw + \frac{\kappa \sin \theta}{M} vw = \frac{1}{M} \left(\tau \frac{\partial p}{\partial \theta} - \frac{\partial p}{\partial s} \right) + (\Delta V)^3$$

Sendo:

$$(\Delta V)^1 = \frac{\partial^2 u}{\partial r^2} + \left(\frac{1}{r^2} + \frac{\tau^2}{M^2} \right) \frac{\partial^2 u}{\partial \theta^2} + \left(\frac{1}{r} - \frac{\kappa \cos \theta}{M} \right) \frac{\partial u}{\partial r} - \frac{A}{M^2} \frac{\partial u}{\partial \theta} - \frac{2}{r^2} \frac{\partial v}{\partial \theta} - \frac{2\kappa \cos \theta}{M^2} \frac{\partial w}{\partial \theta} - \left(\frac{1}{r^2} + \frac{\kappa^2 \cos^2 \theta}{M^2} \right) u$$

$$+ \frac{1}{M^2} \left(\kappa^2 \sin \theta \cos \theta - \frac{M \kappa \sin \theta}{r} \right) v + \frac{C}{M^2} w$$

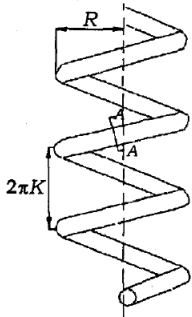
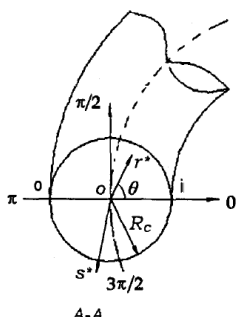
$$(\Delta V)^2 = \frac{\partial^2 v}{\partial r^2} + \left(\frac{1}{r^2} + \frac{\tau^2}{M^2} \right) \frac{\partial^2 v}{\partial \theta^2} + \left(\frac{1}{r} - \frac{\kappa \cos \theta}{M} \right) \frac{\partial v}{\partial r} - \frac{A}{M^2} \frac{\partial v}{\partial \theta} - \frac{2}{r^2} \frac{\partial u}{\partial \theta} + \frac{2\kappa \sin \theta}{M^2} \frac{\partial w}{\partial \theta} - \left(\frac{1}{r^2} + \frac{\kappa^2 \sin^2 \theta}{M^2} \right) v$$

$$+ \frac{1}{M^2} \left(\kappa^2 \sin \theta \cos \theta + \frac{M \kappa \sin \theta}{r} \right) v + \frac{D}{M^2} w$$

$$(\Delta V)^3 = \frac{\partial^2 w}{\partial r^2} + \left(\frac{1}{r^2} + \frac{\tau^2}{M^2} \right) \frac{\partial^2 w}{\partial \theta^2} + \left(\frac{1}{r} - \frac{\kappa \cos \theta}{M} \right) \frac{\partial w}{\partial r} - \frac{A}{M^2} \frac{\partial w}{\partial \theta} - \frac{2\kappa \cos \theta}{M^2} \frac{\partial u}{\partial \theta} - \frac{\kappa \sin \theta}{M^2} \frac{\partial v}{\partial \theta} - \frac{C}{M^2} u - \frac{D}{M^2} v - \frac{\kappa^2}{M^2} w$$

(3.13)

Constante	Descrição
A	$\frac{\kappa \tau^2 r}{M} \sin \theta - \frac{\kappa M}{r} \sin \theta$
B	$\frac{\kappa \tau r}{M} \sin \theta$
C	$\frac{\kappa \tau^2 r}{M} \sin \theta \cos \theta + \kappa \tau \sin \theta$
D	$-\frac{\kappa^2 \tau r}{M} \sin^2 \theta + \kappa \tau \cos \theta$
E	$1 - \kappa r \cos \theta$

Quadro 3.7 – Constantes presentes nas equações da continuidade e de Navier-Stokes e esquema representativo do sistema de coordenadas do tubo de enrolamento helicoidal, onde s' , r' e θ são as coordenadas da direção axial, radial e tangencial. Fonte: Jinsuo e Benzhao (1999).

A característica axialmente invariante também pode ser verificada por meio de modelagem fluidodinâmica computacional, conforme descrito no item 4.5.3. A verificação desta característica permite utilizar apenas uma seção transversal do escoamento (após o comprimento de entrada) para representar o comportamento de toda a unidade. Este conceito será aplicado na obtenção de parâmetros hidrodinâmicos representativos do escoamento em FTHs, descrito nos capítulos 4 e 5.

3.2.5 Parâmetros Hidrodinâmicos Representativos do escoamento

Visando a representação de características hidrodinâmicas do escoamento em unidades de mistura, são apresentadas a seguir as definições de três parâmetros hidrodinâmicos, a saber: *Swirl Number*, Vorticidade e Helicidade. Estes parâmetros são utilizados nos capítulos 4 e 5.

3.2.5.1 *Swirl Number*

Os escoamentos com elevada rotação, também conhecidos por *Swirling Flows*, são bastante comuns em unidades de mistura hidráulicas e mecanizadas. O termo *Swirl* é utilizado para denominar a característica do escoamento em unidades nas quais as linhas de fluxo têm formato helicoidal (ROCKLAGE-MARLIANI *et al.*, 2003).

Visando mensurar a relação entre as componentes tangencial e axial em *Swirling Flows*, foi apresentada no trabalho de Chigier e Beer (1964) a Equação (3.14), denominada posteriormente de *Swirl Number* (SHEEN *et al.*, 1996; ISHAK E JAAFAR, 2004), dada pela razão entre os fluxos de momento angular ($G_{angular}$) e linear (G_{linear}). Na Equação (3.14) é possível verificar a utilização do parâmetro geométrico a , referente ao raio do tubo, para garantir a adimensionalização de S_N .

$$S_N = \frac{G_{angular}}{a \cdot G_{linear}} \quad (3.14)$$

Na literatura é comum a utilização do parâmetro S_N em escoamentos cuja formação de linhas de fluxo de formato helicoidal se dá em torno do eixo central da unidade e em escoamentos radialmente simétricos. Com isso, a utilização deste parâmetro em situações nas quais a formação de vórtices é deslocada da posição central e que a característica transversal do escoamento seja assimétrica requer uma adaptação da metodologia de cálculo, de forma a garantir que as características do fluxo sejam consideradas no cálculo de S_N .

3.2.5.2 *Energia Cinética*

A energia cinética é um parâmetro comumente utilizado para mensurar o movimento de partículas fluidas no interior de reatores. A Equação (3.15) apresenta a formulação para o cálculo da energia

cinética - Equação (3.15) - a, e da energia cinética específica - Equação (3.15) - b, relativo a um elemento de fluido que compõe o escoamento (FORTUNA, 2000).

$$E_c = \frac{mv^2}{2} \quad (a)$$

$$E_{ce} = \frac{E_c}{m} = \frac{v^2}{2} \quad (b)$$

(3.15)

Em tubos de enrolamento helicoidal é comum a utilização de perfis de velocidade axial e escoamento secundário para representar a característica hidrodinâmica das unidades. No entanto, mesmo com a constância das características hidrodinâmicas nos perfis transversais dos FTHs, sabe-se que a característica curva da unidade influencia na direção e, conseqüentemente, na magnitude da velocidade (e da energia cinética) dos elementos de fluido que seguem as linhas de fluxo que compõem o escoamento.

As variações na magnitude da velocidade e na direção das linhas de fluxo em FTHs ocorrem devido à ação da força centrífuga na massa líquida, que faz com que a resultante do vetor velocidade não seja paralela ao eixo central e aos contornos sólidos do tubo (diferentemente do que ocorre em tubos retos): o fluxo é direcionado para a parte externa de enrolamento do tubo, na qual os efeitos de parede (região com baixa velocidade axial) e a presença de escoamento secundário modificam a direção e a magnitude da velocidade.

No trabalho experimental de Eustice (1911) foi verificado que a direção das linhas de fluxo varia continuamente ao longo da unidade, alternando entre a posição próxima à parte externa de enrolamento do tubo e à parte interna de enrolamento do tubo (Figura 3.6).

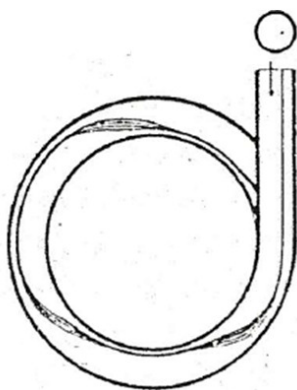


Figura 3.6 – Vista superior de tubo curvo apresentado no trabalho de Eustice (1911)

3.2.5.3 Vorticidade

A vorticidade é a métrica comumente utilizada para quantificar a rotação de partículas fluidas em um campo de escoamento (DAILY E HARLEMAN, 1975; WHITE, 1998; BATCHELOR, 2000). Matematicamente, a vorticidade é definida pelo rotacional do campo de velocidade do fluido, como mostrado na Equação (3.16). Já sua magnitude é dada pela Equação (3.17).

$$\vec{\omega} = \nabla \times \vec{V}$$

$$\vec{\omega} = \left(\frac{\partial w}{\partial y} - \frac{\partial v}{\partial z}, \frac{\partial u}{\partial z} - \frac{\partial w}{\partial x}, \frac{\partial v}{\partial x} - \frac{\partial u}{\partial y} \right)$$
(3.16)

$$w = \sqrt{\left(\frac{\partial w}{\partial y} - \frac{\partial v}{\partial z} \right)^2 + \left(\frac{\partial u}{\partial z} - \frac{\partial w}{\partial x} \right)^2 + \left(\frac{\partial v}{\partial x} - \frac{\partial u}{\partial y} \right)^2}$$
(3.17)

Em escoamento reais, o movimento de rotação está associado a deformações lineares e angulares no elemento de fluido, devido às tensões de cisalhamento atuantes. Assim, quando se analisa o movimento de elementos de fluido, é de suma importância a avaliação do tensor gradiente de velocidade, que fornece informações completas sobre as taxas instantâneas de cisalhamento/deformação e rotação. O tensor gradiente de velocidade (T_G), descrito na Equação (3.18), pode ser decomposto em duas partes: a componente simétrica, referente ao cisalhamento/deformação atuante no elemento de fluido (denominado *Shear Strain Rate - SSR*), e a componente anti-simétrica, referente à rotação do elemento de fluido ($\vec{\omega}$); a parcela referente à rotação do elemento de fluido tem relação direta com a vorticidade - Equação (3.19).

$$T_G = \frac{\partial u_l}{\partial x_m} = \underbrace{\frac{1}{2} \left(\frac{\partial u_l}{\partial x_m} + \frac{\partial u_m}{\partial x_l} \right)}_{\text{Cisalhamento/Deformação}} + \underbrace{\frac{1}{2} \left(\frac{\partial u_l}{\partial x_m} - \frac{\partial u_m}{\partial x_l} \right)}_{\text{Rotação}}$$
(3.18)

$$\vec{\omega} = \frac{1}{2} \nabla \times \vec{V}$$
(3.19)

Comumente, a parte simétrica do tensor gradiente de velocidade é a parte utilizada para a avaliação da floculação: como exemplo, destaca-se o trabalho de Camp e Stein (1943), que utiliza para a definição do gradiente de velocidade pontual apenas a parcela do trabalho das forças cisalhantes que causam deformação no elemento de fluido, sendo desconsiderado o movimento de rotação.

No entanto, questiona-se a exclusão da parcela referente à rotação do elemento de fluido na avaliação da interação entre partículas, devido principalmente a três motivos: 1) em geral, os trabalhos apresentados na literatura consideram apenas o efeito da rotação pura, sendo que em escoamentos reais o movimento da partícula é composto de rotação e deformação nos elementos de fluido atuando em conjunto, e essa ação conjunta pode levar a aumentos na probabilidade de interação entre as partículas presentes na massa líquida, quando comparado à avaliação única e exclusiva das deformações no elemento de fluido; 2) a não consideração de interações entre partículas contidas em elementos de fluido distintos pode subestimar a real taxa de colisão entre partículas; ou seja, mesmo que a rotação pura do elemento de fluido não permita a interação direta entre as partículas presentes neste elemento de fluido (interações intra-elemento de fluido), a rotação pode levar a interação entre partículas presentes em elementos de fluido adjacentes (interações inter-elemento de fluido); e 3) o formato das partículas sólidas presentes nos elementos de fluido não é circular (simplificação comumente assumida em trabalhos que retratam interação entre partículas), o que torna a rotação importante para a interação entre as mesmas, visto que a rotação do elemento de fluido promove a rotação das partículas presentes em seu interior, o que pode auxiliar na interação, principalmente quando esta ocorrer entre aglomerados de partículas.

Ampliando a avaliação da vorticidade em um elemento de fluido para a avaliação da vorticidade em uma unidade de tratamento, verifica-se que as características dos contornos sólidos influenciam significativamente nos perfis de vorticidade verificados nas seções transversais do escoamento. Isso ocorre porque a vorticidade se origina fundamentalmente da condição de velocidade nula em relação às fronteiras sólidas; com isso, a rotação gerada é propagada no interior do fluido, de acordo com as características do campo de velocidades das unidades.

Em tubos retos a vorticidade é radialmente simétrica, partindo de altos valores nas regiões próximas aos contornos sólidos e de baixos valores na região central do tubo. Tal característica não é verificada em tubos helicoidalmente enrolados: neste tipo de unidade são verificados altos valores de vorticidade próximo aos contornos sólidos localizados na parte externa do enrolamento do tubo;

já na parte interna do enrolamento do tubo são verificados valores menores de vorticidade, bem próximos aos encontrados na região central do tubo. Esta característica é verificada devido à ação da força centrífuga, que faz com que os maiores valores de vorticidade sejam verificados na parte externa de enrolamento do tubo, sendo reduzido até alcançar valores mais baixos na região central da unidade.

A característica radialmente assimétrica do perfil de vorticidade verificado em FTHs promove interações distintas entre partículas dispersas no interior deste tipo de unidade; inclusive, os trabalhos de Druzhinin (1995) e Tiwari *et al.* (2006) descrevem o deslocamento das partículas presentes nas regiões com altos valores de vorticidade para regiões com baixos valores de vorticidade, que no caso de tubos helicoidais é da parte externa para a parte interna do enrolamento. No entanto, este resultado vai de encontro com a maioria dos trabalhos acerca de escoamentos bifásicos em tubos enrolados helicoidalmente, que retratam o movimento das partículas presentes na massa líquida rumo à parte externa do enrolamento, devido à ação da força centrífuga. Evidentemente, as divergências verificadas nas duas situações citadas acima referem-se às condições do escoamento e das partículas utilizadas nas análises; como exemplo, destacam-se a dominância dos efeitos da gravidade sobre o escoamento, a presença de escoamento secundário expressivo, o tamanho das partículas, dentre outros fatores.

Sob a perspectiva de avaliação da interação entre partículas presentes nos elementos de fluido, a característica de rotação é vista na literatura especializada sob óticas antagônicas quando aplicada à floculação: como exemplo, destaca-se o trabalho de Kramer e Clark (1997), que afirmam que apenas a parcela referente à deformação do elemento de fluido promove interação entre partículas, sendo a rotação irrelevante para a floculação. No entanto, Blaser (1998) avalia a influência da deformação e rotação dos elementos de fluido na estabilidade de flocos, sendo verificada a importância do campo de velocidade local nas características dos flocos formados, evidenciando a importância da avaliação da rotação na floculação.

As situações antagônicas citadas anteriormente revelam a necessidade de um maior aprofundamento da relação entre o parâmetro vorticidade e a floculação.

3.2.5.4 *Helicidade*

A helicidade relaciona a vorticidade local existente em um elemento de fluido com a velocidade axial a qual este elemento de fluido está submetido (MAJDA E BERTOZZI, 2003). Fisicamente, este parâmetro é um indicador local da característica rotacional do elemento de fluido em conjunto com sua característica translacional na direção principal do escoamento, sendo possível inferir acerca da relação entre as características hidrodinâmicas transversais e axiais locais, num dado elemento de fluido.

Matematicamente, a helicidade em um elemento de fluido é dada pelo produto escalar entre o vetor velocidade (\vec{u}) e o vetor vorticidade (\vec{w}), como mostrado na Equação (3.20).

$$h = \vec{u} \cdot \vec{w} \quad (3.20)$$

Já o parâmetro helicidade na sua forma global (H) é comumente representado pela Equação (3.21) - Moffatt (1992) e Hunt e Hussain (1991).

$$H = \int_{\mathcal{V}} \vec{u} \cdot \vec{w} \, d\mathcal{V} \quad (3.21)$$

Destaca-se que não foi verificada na literatura a utilização do parâmetro helicidade em flocladores, e que os poucos trabalhos que retratam este parâmetro não o fazem em escoamentos bifásicos.

3.3 **Floculadores Tubulares Helicoidais**

3.3.1 *Características Gerais*

O floclador tubular helicoidal (FTH) é um sistema hidráulico de floclação formado por uma tubulação de diâmetro $2a$ enrolada helicoidalmente em um tubo rígido de diâmetro $2c$.

Diversos autores (GREGORY, 1981; GROHMANN *et al.*, 1981; VIGNESWARAN E SETIADI, 1986; AL-HASHIMI E ASHJYAN, 1989; ELMALEH E JABBOURI, 1991; HAMEED *et al.*, 1995; THIRUVENKATACHARI *et al.*, 2002; CARISSIMI, 2003; CARISSIMI E RUBIO, 2005;

PELISSARI, 2006; SARTORI, 2006; CARISSIMI E RUBIO, 2007; SILVA, 2007; OLIVEIRA, 2008; SILVEIRA *et al.*, 2009; TSE *et al.*, 2011; VAEZI *et al.*, 2011) têm avaliado este tipo de reator e o mesmo apresentou vantagens em comparação com os flocladores convencionalmente utilizados. As principais vantagens deste tipo de unidade são: o curto tempo de detenção necessário para a obtenção de flocos com boas características de sedimentação; as unidades compactas geradas devido à característica helicoidal, e a alta eficiência de remoção de turbidez (considerando o acoplamento da unidade a um sistema de decantação).

Para a avaliação de flocladores com configuração helicoidal é necessário avaliar os principais parâmetros que influenciam os padrões de escoamento do fluido nesta configuração (comportamento hidrodinâmico no interior do FTH) e os parâmetros que influenciam a floclação (formação de flocos e posterior ruptura), visto que ambos são responsáveis pela eficiência final do processo. Tais parâmetros são apresentados a seguir.

3.3.2 Estado da Arte sobre Floclação em Unidades com Escoamento Helicoidal

A floclação em tubulações enroladas helicoidalmente foi inicialmente estudada por Grohmann *et al.* (1981) e Gregory (1981). Grohmann *et al.* (1981) utilizaram leite desnatado diluído em água e esgoto para a simulação de floclação em escala de bancada. O coagulante utilizado foi cloreto férrico ($FeCl_3$) e como auxiliar de floclação foi utilizado poliacrilamida em todos os testes. Os experimentos foram realizados com o intuito de se obter a redução de turbidez e da concentração de fosfato através da floclação e posterior sedimentação, sendo utilizados diversos valores de concentração de produtos químicos, tempos de residência, gradientes médios de velocidade e características geométricas para o cumprimento deste objetivo. Dentre os diversos resultados obtidos, foi verificado que o tempo de 14 segundos foi suficiente para a formação de micro flocos e que os maiores valores de gradiente médio de velocidade promoveram menores valores de turbidez remanescente, sendo tal resultado também encontrado com o aumento da dosagem de coagulante. No entanto, o principal resultado verificado foi que, para um tempo de residência médio de 30 segundos, foram reduzidos os valores de turbidez e concentração total de fosfato para 5%, sendo que para isso foram necessários baixos valores de energia para a promoção da floclação em comparação com flocladores tradicionais. Mesmo com resultados tão animadores, os autores são cautelosos e afirmam que são necessárias investigações mais aprofundadas para que estes reatores sejam utilizados de forma eficaz em plantas de escala real.

Já Gregory (1981) também obteve bons resultados ao avaliar a floculação em tubos enrolados helicoidalmente. Em seu trabalho foi avaliada a floculação ortocinética em tubos estreitos de seção circular em duas configurações distintas: tubos retos e tubos enrolados helicoidalmente. Os valores obtidos para a relação N/N_0 , que representa a relação entre a concentração final e inicial de partículas no interior do reator, foram consideravelmente menores para os tubos enrolados helicoidalmente em todos os testes (considerando variações nos valores de gradiente médio de velocidade, na vazão de escoamento e nos produtos químicos utilizados). Este resultado indica uma melhoria na floculação para reatores com configuração helicoidal devido aos efeitos da taxa adicional de mistura que ocorre devido ao escoamento secundário.

Continuando o estudo de flocladores enrolados helicoidalmente em escala reduzida, Vigneswaran e Setiadi (1986) compararam os resultados obtidos neste tipo de reator com os resultados obtidos em *jartests* em condições semelhantes de funcionamento. Foi utilizada uma suspensão de caulinita com concentração conhecida e como coagulante sais de alumínio. O desempenho da floculação foi mensurado através do tamanho e da densidade dos flocos gerados e da turbidez remanescente após 30 minutos de sedimentação. Os principais resultados obtidos foram: a turbidez final obtida nos flocladores de escoamento helicoidal não depende do valor do gradiente médio de velocidade, apenas da concentração de sólidos no fluido; o floclador necessita um tempo menor para obter flocos de mesmo tamanho dos obtidos nos *jartests*; a densidade dos flocos obtidos nos reatores enrolados helicoidalmente reduz o seu valor com o aumento do tamanho dos flocos até que o equilíbrio seja atingido e o tamanho final dos flocos seja alcançado; após este valor, a densidade aumenta enquanto o tamanho dos flocos permanece aproximadamente constante.

Hameed *et al.* (1995) apresentaram um trabalho experimental envolvendo separação de sólidos suspensos nas águas de rios utilizando tubos enrolados helicoidalmente e *jartests*; comparando-se os resultados obtidos pelos dois métodos foi encontrado comportamento semelhante para ambos os flocladores quando analisada a turbidez residual em função do número de Camp. Além disso, um tempo de detenção menor foi obtido para o FTH. Também foi verificada uma relação entre o percentual de turbidez residual e o diâmetro do tubo (para dosagem ótima de coagulante); por fim, foi confirmado que o gradiente médio de velocidade e o tempo de detenção são fatores relevantes para a floculação nos tubos enrolados helicoidalmente.

Em 2003, teve início a produção de uma série de trabalhos realizados no Brasil envolvendo reatores enrolados helicoidalmente: no Laboratório de Tecnologia Mineral e Ambiental na Universidade Federal do Rio Grande do Sul foi utilizado este tipo de reator como separador sólido-líquido (CARISSIMI E RUBIO, 2005; CARISSIMI E RUBIO, 2007; SILVEIRA *et al.*, 2009); já em 2006 inicia-se na Universidade Federal do Espírito Santo a realização de trabalhos envolvendo modelagem física e computacional de FTHs (PELISSARI, 2006; SARTORI, 2006; SILVA, 2007; OLIVEIRA, 2008).

Carissimi e Rubio (2005), Carissimi e Rubio (2007) e Carissimi e Rubio (2013) utilizaram em seus trabalhos experimentais unidades em linha chamadas RGF (Reator Gerador de Flocos), que permite aproveitar a energia do movimento do fluido para promover a agitação necessária para dispersar produtos químicos e gerar aglomerados aerados e não aerados ao longo das unidades. Altos valores de eficiência de remoção de turbidez foram verificados nas diversas configurações testadas, tanto para sedimentação como para flotação. Foram encontrados flocos bem estruturados, grandes, densos, com baixa porosidade e formato esférico. Os autores evidenciaram as vantagens deste tipo de reator para a formação de flocos em seu trabalho, sendo essas: fluxo próximo ao pistão, com reduzido valor de zonas mortas e curtos circuitos; área reduzida e baixos tempos de contato; configuração simples, sem a necessidade de agitadores mecânicos e elétricos. Os valores de velocidade de sedimentação encontrados neste trabalho foram superiores aos encontrados em tanques de sedimentação convencionais.

Sartori (2006) executou modelagem numérica em flocladores tubulares helicoidais utilizando o *software* comercial CFX. Todas as simulações foram feitas assumindo escoamento laminar e, com a análise do escoamento, pode-se perceber que os flocladores tubulares helicoidais apresentam uma constância nos valores de gradiente de velocidade ao longo de todo seu comprimento, sendo notada alguma variação apenas na porção inicial do reator. É notório também que tanto o gradiente de velocidade quanto a velocidade axial sofrem influência do escoamento secundário, típico de escoamentos em configurações enroladas. Também foi verificado que a região de constância do gradiente de velocidade, no centro do reator, foi aumentada com o aumento da vazão de escoamento. Neste trabalho o gradiente médio de velocidade foi obtido por meio de média aritmética dos valores pontuais de gradiente de velocidade em uma seção do escoamento.

Pelissari (2006) e Silva (2007) testaram diversas configurações de reatores com variação nos diâmetros das mangueiras, no diâmetro de enrolamento e na vazão do escoamento. As autoras verificaram que as maiores eficiências de remoção de turbidez foram obtidas para os menores níveis de energia, ou seja, menores valores de perda de carga, gradiente médio de velocidade, número de Camp e número de Reynolds. Além disso, foram utilizados os métodos de análise dimensional e regressão linear múltipla para proposição de modelos de estimativa de eficiência de remoção de turbidez, com coeficientes de determinação iguais a 0,45 e 0,91, respectivamente. Além disso, também é verificada uma diminuição do desvio relativo médio de 17,0% para 2,0%, indicando que o modelo proposto por Silva (2007) representa bem os dados obtidos experimentalmente.

Oliveira (2008) executou diversos testes experimentais visando avaliar a eficiência de remoção de turbidez em função do comprimento dos reatores tubulares helicoidais. Foi verificado que a eficiência de remoção de turbidez aumenta até um determinado valor e depois decresce com o aumento do comprimento dos flocladores tubulares helicoidais, indicando a presença de um ponto de comprimento ótimo para condições de vazão específicas. Também foi possível a obtenção de um modelo de estimativa de eficiência de remoção de turbidez com maior representatividade estatística que o obtido no trabalho de Silva (2007), através da inserção de dois parâmetros hidráulicos de grande importância no estudo da floclulação: o gradiente médio de velocidade e o tempo teórico de detenção. O modelo gerado é apresentado na Equação (3.22), obtido por meio de análise de regressão linear múltipla e do teorema dos π 's (ou de Buckingham).

$$Eficiência = 0,869 - 1,8 \cdot (10^{-5})Re - 22,90 \frac{p}{L} + 0,00357 \frac{D}{d} - 1,6(10^{-6})Ca \quad (3.22)$$

Ainda neste trabalho foi feita uma análise de sensibilidade na qual foi verificado que o parâmetro número de Reynolds exerce maior influência na eficiência de remoção de turbidez, seguido da relação entre o diâmetro de enrolamento e do diâmetro do reator e do número de Camp. O parâmetro referente ao passo se mostrou pouco relevante na análise, o que concorda com resultados verificados em trabalhos anteriores (PELLISSARI, 2006; SILVA, 2007).

Em 2011 foram publicados dois trabalhos envolvendo floclulação em reatores enrolados helicoidalmente: um por Tse *et al.* (2011) e outro por Vaezi *et al.* (2011), sendo ambos os trabalhos envolvendo modelagem física do processo através da caracterização dos flocos formados durante o

processo. Tse *et al.* (2011) desenvolveram um método para análise quantitativa do desempenho da floculação com base nos parâmetros taxa de sedimentação (representado pela velocidade de sedimentação) e turbidez residual pós-sedimentação. Este novo modelo de análise (chamado *FReTA – Flocculation Residual Turbidity Analyzer*) foi utilizado para comparação entre diferentes condições de floculação, sendo que tal aparato de medição foi desenvolvido de forma a não afetar a estrutura dos flocos formados. Vaezi *et al.* (2011) realizaram em seu trabalho uma combinação entre a velocidade de sedimentação dos agregados e o processo de análise de imagens para quantificar a estrutura dos agregados. Esta técnica foi aplicada para avaliar a cinética da floculação e a evolução da estrutura dos agregados; ou seja, o tamanho, a densidade e a dimensão fractal. Os resultados mostraram que os agregados crescem rapidamente com uma estrutura aberta (porosa) no estágio inicial da floculação; após 90s de floculação, a condição de escoamento tornou-se estável, para as condições avaliadas nessa pesquisa. Os dados referentes à evolução do tamanho dos agregados e uma análise estatística detalhada confirmaram que o tamanho total não mudou após o alcance da condição de escoamento estável.

3.4 Fluidodinâmica Computacional (CFD)

3.4.1 Conceitos Básicos

A avaliação do movimento dos fluidos pode ser realizada, basicamente, por meio da análise conjunta de elementos da hidráulica geral, na qual é estudado o comportamento dos fluidos em tubos, canais e outros dispositivos de forma global, e da hidrodinâmica, através do estudo das relações entre as forças envolvidas no escoamento dos fluidos e seu movimento.

Descrições matemáticas acerca da hidrodinâmica dos fluidos são bastante utilizadas para avaliação do comportamento dos mesmos; no entanto, tais equações são EDPs não lineares, o que torna inviável a obtenção de soluções analíticas em quaisquer regiões do domínio do problema e condições de contorno gerais no caso de problemas complexos. Além disso, em diversas situações, a hidrodinâmica é avaliada por meio de ensaios experimentais (tanques, túneis de vento, dentre outros), que devido a limitações de custo e tempo, analisam apenas algumas regiões específicas do domínio, tornando a avaliação, em muitos casos, discreta e restrita.

Com isso, verifica-se que, tanto os métodos analíticos como os métodos experimentais possuem restrições que podem inviabilizar sua utilização. Uma opção alternativa para avaliação do

escoamento de fluidos é a utilização de métodos numéricos para obtenção da solução das equações matemáticas aliados às técnicas computacionais, permitida pelo avanço da capacidade de processamento dos computadores. Esta metodologia é conhecida por CFD (*Computational Fluid Dynamics*) ou Fluidodinâmica Computacional.

Esta técnica é bastante utilizada em conjunto com as duas técnicas anteriormente citadas, de forma que as mesmas se complementam na avaliação do comportamento dos fluidos em movimento. O Quadro 3.8, adaptado de Tannehill *et al.* (1997), compara os métodos analítico, experimental e numérico, apresentando suas vantagens e desvantagens.

<i>Método</i>	<i>Vantagens</i>	<i>Desvantagens</i>
Analítico	Capacidade de fornecer informações claras, geralmente no formato de fórmulas.	Restritos a processos físicos e geometrias simples. Usualmente restrito a problemas lineares.
Experimental	Capacidade de ser mais realista.	Necessidade de equipamentos específicos Problemas de escalas. Dificuldades de medição. Custos operacionais.
Numérico/ Computacional	Sem restrição à linearidade. Físicas complexas podem ser trabalhadas. Possibilidade de avaliação da evolução temporal.	Erros de truncamento. Problemas devido às condições de contorno. Custos computacionais.

Quadro 3.8 – Comparação entre os métodos analítico, experimental e numérico/computacional

Fonte: Tannehill *et al.* (1997).

A modelagem numérica/computacional para a solução de problemas de hidrodinâmica, transferência de calor, entre outras aplicações, tem sido uma ferramenta de grande interesse acadêmico, comercial e industrial nos últimos anos. Em específico, o alcance da aplicação de CFD para problemas referentes ao escoamento em unidades de reservação, tratamento e distribuição de água é muito extenso e permite a obtenção de informações necessárias para o projeto, otimização e reajuste de vários processos de tratamento (BRIDGEMAN *et al.*, 2009).

3.4.2 Etapas para Solução de um Problema de CFD

O início de qualquer método numérico consiste na definição de um modelo matemático que represente satisfatoriamente o processo a ser estudado. A definição das simplificações inerentes ao problema requer um vasto conhecimento inicial acerca do processo, de modo a minimizar possíveis erros de fidelidade do modelo com o problema físico avaliado. Além disso, a qualidade do método numérico utilizado deve ser avaliada de forma a garantir a correta solução das equações envolvidas no processo.

A Figura 3.7 apresenta um fluxograma representativo da sequência de etapas necessárias para a solução de um problema de CFD utilizando modelagem matemática e numérica, independente do *software* utilizado: a etapa de avaliação/entendimento do problema consiste no pensamento da física do problema e no levantamento de informações acerca do mesmo. Em seguida, na etapa de geração de malha, devem-se definir os pontos que dividem o domínio do problema, na qual as equações governantes referentes ao fenômeno estudado são discretizadas e resolvidas. Na etapa de especificação do escoamento são definidas as condições iniciais e de contorno, além das simplificações e considerações necessárias para a solução do problema. Após estas etapas, conhecidas por pré-processamento, é realizada a solução numérica, que consiste na solução das equações de forma iterativa por meio de um *software* específico. Ao final desta etapa é feita a análise de resultados, que devem ser avaliados atentamente, visto que problemas nas etapas de especificação das características do escoamento, na geração da malha e, principalmente, erros conceituais podem fazer com que os resultados se afastem consideravelmente dos esperados.

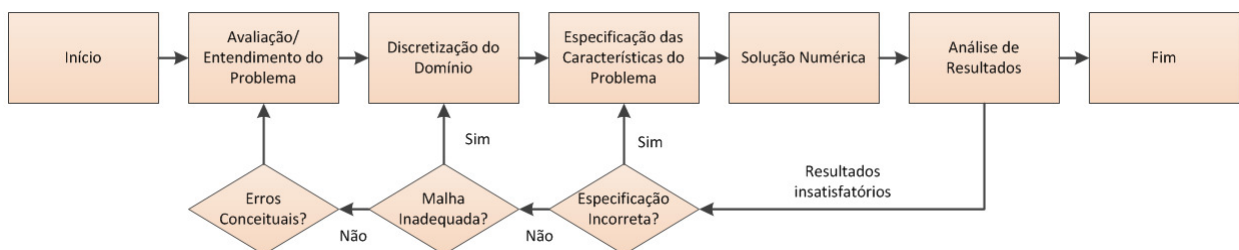


Figura 3.7 – Fluxograma representativo das etapas para a solução de um problema em CFD

Com base neste contexto, são apresentadas a seguir as equações gerais que regem o escoamento de fluidos, os métodos de discretização utilizados na resolução de equações e conceitos gerais acerca da modelagem da turbulência em CFD.

3.4.3 Equações Governantes

A utilização de equações que descrevam o escoamento de fluidos se faz necessária em diversos problemas de engenharia. Tais equações devem expressar a evolução espacial e temporal do escoamento do fluido, por meio das leis de conservação de massa, quantidade de movimento e energia, sendo as mesmas compostas por equações diferenciais parciais não lineares acopladas.

A equação da continuidade (ou conservação de massa) e a equação da quantidade de movimento, na sua forma diferencial e conservativa, descrita por meio de operadores tensoriais, são dadas, respectivamente, pelas Equações (3.23) e (3.24), respectivamente.

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \nabla \rho \vec{V} = 0 \quad (3.23)$$

$$\frac{\partial(\rho \vec{V})}{\partial t} + (\rho \vec{V} \vec{V}) = \nabla T + \rho \vec{g} \quad (3.24)$$

O termo $\partial \rho / \partial t$ representa a taxa de variação de massa no volume considerado e o termo $\nabla \rho \vec{V}$ refere-se ao fluxo de massa através da superfície considerada. Do lado esquerdo da Equação (3.24) tem-se o termo $\partial(\rho \vec{V}) / \partial t$, que indica a taxa de variação da quantidade de movimento, e o termo $\nabla(\rho \vec{V} \vec{V})$, que se refere ao fluxo convectivo da quantidade de movimento. Do lado direito tem-se os termos referentes às forças de pressão e às forças de campo, representada pela ação do vetor gravidade.

É importante ressaltar que neste trabalho a utilização de um referencial helicoidal seria mais adequado devido à característica geométrica do problema em questão. Associado a isso, diversos trabalhos apresentam as equações da continuidade e do momento em coordenadas helicoidais (GERMANO, 1982; HUTTL *et al.*, 2004). No entanto, os softwares comerciais utilizam na solução das equações de movimento apenas coordenadas cartesianas, sendo então utilizadas as mesmas neste trabalho.

Para um fluido incompressível e newtoniano, as equações da conservação de massa e de momento podem ser expressas, em notação vetorial, pelas Equações (3.25) e (3.26), respectivamente.

$$\nabla \vec{V} = 0 \quad (3.25)$$

$$\frac{\partial \vec{V}}{\partial t} + \vec{V} \nabla \vec{V} = -\frac{1}{\rho} \nabla p + \nu \nabla^2 \vec{V} \quad (3.26)$$

Com o conhecimento das equações que descrevem a evolução espacial e temporal do escoamento, bem como suas condições de contorno, é possível resolvê-las por meio de uma malha de pontos discretos que, em conjunto, representam todo o domínio a ser estudado. Tal procedimento é descrito no item 3.4.4.

3.4.4 Métodos de Discretização

Após a definição dos modelos matemáticos inerentes ao problema, deve ser escolhido um método de discretização apropriado, de modo a aproximar as equações diferenciais em equações algébricas e obter a resolução de tais equações de forma discreta no espaço e no tempo. Essa discretização se faz necessária porque a solução analítica para as equações de Navier-Stokes existe apenas para escoamentos simples sob condições ideais.

Dentre os diversos métodos de discretização existentes, um bastante conhecido e aplicado na simulação de fluidos é o método de volumes finitos (MVF), que foi desenvolvido visando a solução numérica das equações de Navier-Stokes e problemas convectivos-difusivos, e tem se mostrado bastante competitivo quando comparado ao método de diferenças finitas (MDF) e o método de elementos finitos (MEF). Este método consiste na divisão do domínio de solução em um número finito de volumes de controle adjacentes para a solução das equações governantes. Desta forma, as equações são integradas para cada volume de controle e a solução satisfaz as equações de conservação de massa, de quantidade de movimento e de energia para todo o domínio. Como resultado, uma aproximação dos valores de cada variável do problema é obtida em pontos específicos da malha, denominados nós.

É importante ressaltar que o tamanho dos elementos gerados na etapa de discretização influencia diretamente o resultado do problema numérico avaliado, visto que tal parâmetro está relacionado com a precisão dos resultados obtidos e com o tempo de processamento computacional.

3.4.5 Modelagem da Turbulência

Os escoamentos turbulentos estão presentes em diversas situações práticas em engenharia e o entendimento deste fenômeno se faz necessário para garantir que as características do escoamento sejam modeladas de forma satisfatória, tanto no quesito representatividade como no consumo de recursos computacionais.

Por este motivo, diversos autores têm desenvolvido e aprimorado técnicas para a simulação de escoamentos complexos, nas quais o maior desafio é obter soluções completas para escoamentos que apresentam como principal característica a aleatoriedade das variáveis envolvidas no sistema, tornando o escoamento intrinsecamente transiente. Com isso, a definição do modelo de turbulência se torna a tarefa mais desafiadora da modelagem em CFD (WOLS *et al.*, 2010).

Basicamente existem três formas principais para análise de turbulência: a modelagem por equações médias de Reynolds (RANS – *Reynolds Averaged Navier-Stokes*), a simulação de grandes escalas (LES – *Large Eddy Simulation*) e a simulação numérica direta (DNS – *Direct Numerical Simulation*). O Quadro 3.9 apresenta as principais características dos três métodos acima citados.

<i>Modelo de turbulência</i>	<i>Características Gerais</i>
RANS	Todas as instabilidades físicas do escoamento são decompostas em um valor médio e uma flutuação, o que torna mais simples a modelagem dos processos. Além disso, não exige malhas muito refinadas e possui custo computacional baixo (quando comparado com outros métodos).
LES	As grandes escalas são resolvidas diretamente (similar ao que é feito em DNS para todas as escalas), enquanto as pequenas são modeladas. O custo computacional é maior do que o necessário pelo modelo RANS, mas é inferior do que a resolução direta das equações que ocorre pelo método DNS. Ele é visto como uma opção atrativa para superar as limitações do DNS para altos valores de <i>Re</i> , pois reduz o número de escalas a serem resolvidas na malha numérica.
DNS	Resolução das equações de Navier-Stokes diretamente, sem a imposição de um modelo turbulência. Neste caso, é necessária uma malha extremamente refinada, tornando o custo computacional bastante superior quando comparado com os outros métodos.

Quadro 3.9 – Modelos de turbulência e suas principais características

Dentre os modelos de turbulência apresentados no Quadro 3.9, o modelo RANS é o mais simples. Nele, a velocidade turbulenta e as escalas relativas ao comprimento são determinadas a partir da solução de duas equações de transporte distintas: uma para a energia cinética turbulenta, k , e uma para a escala de comprimento turbulento ou algum parâmetro equivalente. A junção destes parâmetros geram os modelos gerais $k - \epsilon$ e $k - \omega$, sendo que o detalhamento de suas variações, vantagens e desvantagens podem ser encontradas no trabalho de Bridgeman *et al.* (2009).

Dentre os diversos trabalhos que envolvem modelagem numérica em unidades de floclulação, em tubos curvados e em tubos enrolados helicoidalmente (que são os enfoques deste trabalho), a maioria utiliza RANS e suas variações na modelagem da turbulência, como pode ser visto no Quadro 3.10. No entanto, cabe destacar que a utilização de modelos de turbulência está restrita a situações de altos números de Reynolds, como descrito no item 3.2.1.

<i>Trabalho</i>	<i>Modelo de Turbulência utilizado</i>
Lin e Ebadian (1999)	$k - \epsilon$.
Morales (2000)	$k - \epsilon$.
Huttl e Friedrich (2001)	<i>DNS</i> .
Goula <i>et al.</i> (2008)	SST $k - \omega$.
Bridgeman <i>et al.</i> (2010)	Foram testados seis modelos de turbulência: Standard $k - e$ (<i>Sk - e</i>), Realizable $k - \epsilon$ (<i>Rk - e</i>), Renormalised Group $k - e$ (<i>RNG k - e</i>), Standard $k - x$ (<i>Sk - x</i>), Shear Stress Turbulence $k - x$ (<i>SST k - x</i>) and Reynolds Stress Model (<i>RSM</i>), sendo este último utilizado para as simulações.
Piazza e Ciofalo (2010)	Foram utilizados três modelos de turbulência: $k - \epsilon$, SST $k - \omega$ e RSM- ω e os resultados foram comparados com resultados de <i>DNS</i> . Resultados insatisfatórios foram obtidos com o modelo $k - \epsilon$. Os outros dois métodos apresentaram concordância satisfatória com os dados de literatura.
Samaras <i>et al.</i> (2010)	$k - \epsilon$.
Jayakumar <i>et al.</i> (2010)	$k - \epsilon$.

Quadro 3.10 – Modelos de turbulência utilizados na modelagem numérica do escoamento no interior de unidades de floclulação atuando em regime turbulento, em tubos curvados e em tubos enrolados helicoidalmente

4. MATERIAIS E MÉTODOS

Neste capítulo são descritos os procedimentos adotados para o desenvolvimento desta pesquisa, divididos em sete seções: etapas metodológicas para a execução deste trabalho (item 4.1), descrição da modelagem física (item 4.2), caracterização das configurações estudadas (item 4.3) e a de simulação computacional (item 4.4). Em seguida, são apresentadas as simulações fluidodinâmicas preliminares (item 4.5) e a descrição da metodologia para a obtenção dos parâmetros hidrodinâmicos representativos (item 4.6). Por fim, é apresentada a metodologia de análise de dados (item 4.7).

4.1 Etapas Metodológicas para a Execução deste Trabalho

Tendo como subsídio as informações apresentadas no Capítulo 3, foi definida a metodologia básica para o cumprimento dos objetivos geral e específicos definidos no Capítulo 2, como apresentado no Quadro 4.1 (referente ao objetivo específico I) e no Quadro 4.2 (referente ao objetivo específico II).

<i>Etapas</i>	<i>Descrição</i>
1	Realização do teste de malha e da calibração/validação do modelo fluidodinâmico computacional.
2	Avaliação do regime de escoamento dos FTHs estudados por modelagem física.
3	Caracterização hidrodinâmica dos flocladores tubulares helicoidais, por meio de modelagem fluidodinâmica computacional, utilizando o modelo calibrado e validado.
4	Avaliação das características do escoamento nos FTHs.
5	Proposição de parâmetros hidrodinâmicos representativos do escoamento em FTHs.
6	Definição de relações entre características da floclação (obtidas por meio de modelagem física) com características hidrodinâmicas do escoamento em tubos helicoidais (obtidas por meio de modelagem fluidodinâmica computacional).

Quadro 4.1 – Etapas metodológicas definidas para o cumprimento do objetivo específico 1

<i>Etapas</i>	<i>Descrição</i>
1	Adequação do parâmetro gradiente médio de velocidade no modelo de estimativa de eficiência de remoção de turbidez proposto por Oliveira (2008).
2	Inserção de parâmetros hidrodinâmicos representativos do escoamento em FTHs no modelo proposto por Oliveira (2008).
3	Avaliação das não linearidades dos parâmetros contidos no modelo de estimativa de eficiência de remoção de turbidez.
4	Comparação entre o modelo de estimativa de eficiência de remoção de turbidez proposto neste trabalho e os modelos de floculação comumente utilizados.

Quadro 4.2 – Etapas metodológicas definidas para o cumprimento do objetivo específico 2

Tais etapas são detalhadas nas seções subsequentes deste capítulo.

4.2 Descrição da Modelagem Física

Nesta pesquisa foi estudado o escoamento em situações de baixos números de Reynolds e em regime permanente de FTHs acoplados a uma unidade de decantação. Cada unidade de floculação era composta por um tubo flexível, de seção circular constante, enrolado helicoidalmente em torno de um cilindro rígido (Figura 4.1), sendo o eixo de enrolamento em todos os testes disposto na direção horizontal.

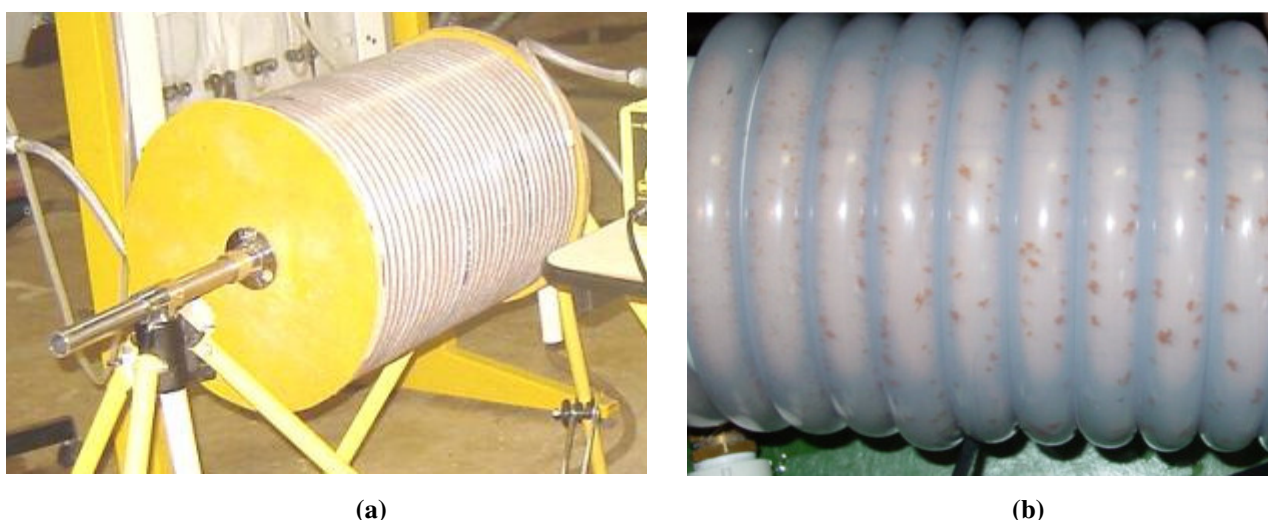


Figura 4.1 – Fotos de floculadores tubulares helicoidais

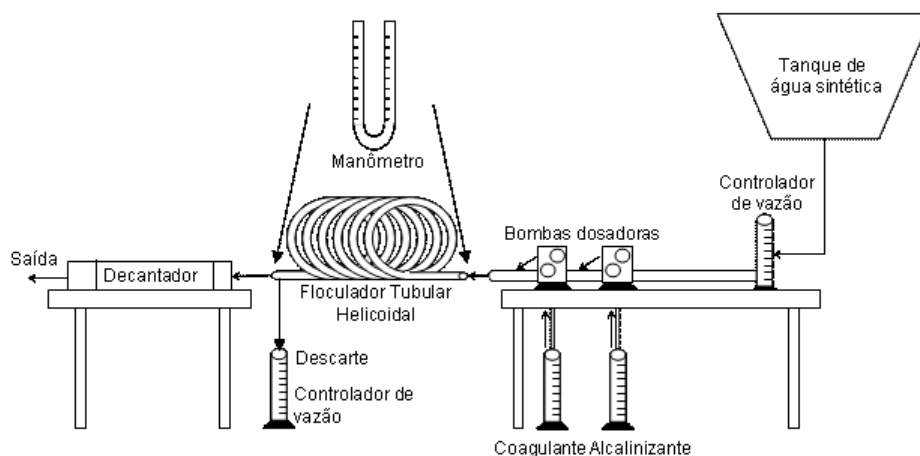
Fonte: (a) Oliveira (2008) e (b) Carissimi (2003).

A Figura 4.2 apresenta uma foto e um esquema representativo simplificado do circuito hidráulico utilizado para a obtenção da eficiência de remoção de turbidez e da perda de carga nos FTHs.

Inicialmente, a água foi bombeada e misturada à água sintética em um tanque, no qual um misturador funcionava continuamente para garantir homogeneidade nas características da mistura. Após este processo, o efluente gerado possuía turbidez média de 50 uT, valor de turbidez inicial considerada ao longo de toda a pesquisa. Depois foram adicionados ao fluido o coagulante (sulfato de alumínio) e o alcalinizante (hidróxido de sódio) por meio de bombas dosadoras, localizadas a montante do flocculador. Após a adição dos produtos químicos, o fluido passou pelo FTH e seguiu para o tanque de decantação (velocidade de sedimentação de 0,021 cm/s), no qual foram coletadas as amostras para medição de turbidez e feito o descarte final do fluido. Destaca-se que a medição de perda no FTH por realizada por meio de um manômetro diferencial.



(a)



(b)

Figura 4.2 – (a) Foto do circuito hidráulico utilizado para a realização dos testes experimentais; e (b) esquema representativo simplificado do circuito hidráulico. Adaptado de Silva (2007).

Para a verificação da porcentagem das partículas floculadas decantadas, em função do total de partículas sólidas, foi realizada a avaliação da eficiência de remoção de turbidez. Este parâmetro foi utilizado como métrica de avaliação da floculação em FTHs. A turbidez remanescente e inicial foi medida por meio de um turbidímetro da marca Hach[®], modelo 2100P, resolução de 0,01 uT e exatidão de $\pm 2\%$. Para cada configuração a eficiência de remoção de turbidez foi obtida em quintuplicata, sendo o desvio médio verificado de 5%.

Maiores detalhes acerca da metodologia experimental podem ser encontrados em Oliveira (2008).

4.3 Caracterização das Configurações Estudadas

As geometrias modeladas consistem em tubulações de seção circular helicoidalmente enroladas como mostrado no esquema representativo da Figura 4.3.

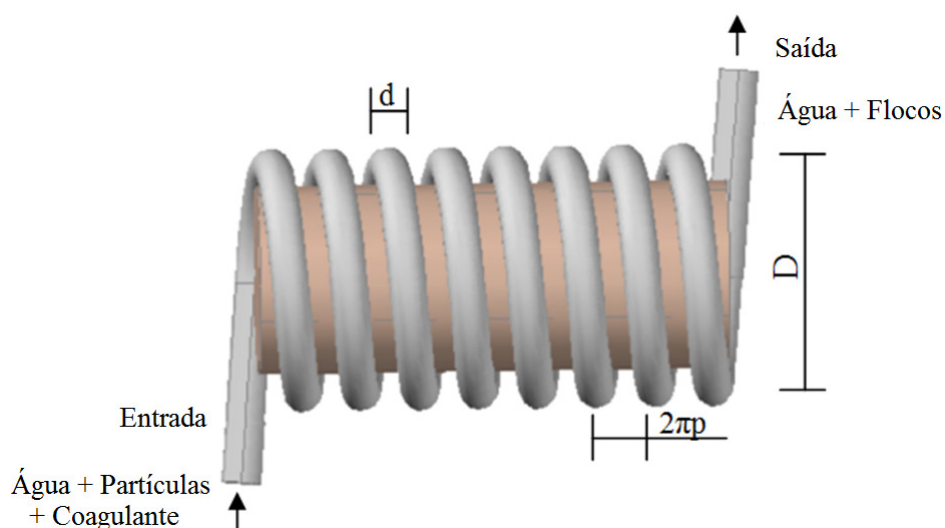


Figura 4.3 – Vista superior do esquema representativo de um FTH

Os valores dos parâmetros diâmetro da tubulação (d), diâmetro de enrolamento (D), passo de enrolamento (p), comprimento do reator (L) e vazão de escoamento (Q), referentes às 84 configurações avaliadas neste trabalho, são apresentados na Tabela 4.1. Tais configurações foram testadas experimentalmente nos trabalhos de Silva (2007) e Oliveira (2008).

Tabela 4.1 – Configurações de FTHs avaliadas neste trabalho

(continua)						
<i>Arranjo</i>	<i>Configuração</i>	<i>d (m)</i>	<i>D (m)</i>	<i>p (m)</i>	<i>L (m)</i>	<i>Q (10⁻⁶m³s⁻¹)</i>
1	1	0,0095	0,1135	0,0022	2,63	16,7
	2	0,0095	0,1135	0,0022	5,26	16,7
	3	0,0095	0,1135	0,0022	10,53	16,7
	4	0,0095	0,1135	0,0022	15,80	16,7
	5	0,0095	0,1135	0,0022	21,07	16,7
	6	0,0095	0,1135	0,0022	26,31	16,7
	7	0,0095	0,1135	0,0022	31,58	16,7
	8	0,0095	0,1135	0,0022	36,84	16,7
2	9	0,0095	0,1135	0,0022	2,63	33,3
	10	0,0095	0,1135	0,0022	5,26	33,3
	11	0,0095	0,1135	0,0022	10,53	33,3
	12	0,0095	0,1135	0,0022	15,80	33,3
	13	0,0095	0,1135	0,0022	21,07	33,3
	14	0,0095	0,1135	0,0022	26,31	33,3
	15	0,0095	0,1135	0,0022	31,58	33,3
	16	0,0095	0,1135	0,0022	36,84	33,3
3	17	0,0127	0,1167	0,0027	2,96	16,7
	18	0,0127	0,1167	0,0027	5,92	16,7
	19	0,0127	0,1167	0,0027	8,88	16,7
	20	0,0127	0,1167	0,0027	11,84	16,7
	21	0,0127	0,1167	0,0027	14,80	16,7
	22	0,0127	0,1167	0,0027	17,76	16,7
	23	0,0127	0,1167	0,0027	20,72	16,7
	24	0,0127	0,1167	0,0027	23,68	16,7
4	25	0,0127	0,1167	0,0027	2,96	33,3
	26	0,0127	0,1167	0,0027	5,92	33,3
	27	0,0127	0,1167	0,0027	8,88	33,3
	28	0,0127	0,1167	0,0027	11,84	33,3
	29	0,0127	0,1167	0,0027	14,80	33,3
	30	0,0127	0,1167	0,0027	17,76	33,3
	31	0,0127	0,1167	0,0027	20,72	33,3
	32	0,0127	0,1167	0,0027	23,68	33,3

Tabela 4.1 – Configurações de FTHs avaliadas neste trabalho

(continuação)						
Arranjo	Configuração	d (m)	D (m)	p (m)	L (m)	Q (m^3s^{-1})
5	33	0,0159	0,1199	0,0032	1,89	33,3
	34	0,0159	0,1199	0,0032	3,79	33,3
	35	0,0159	0,1199	0,0032	5,68	33,3
	36	0,0159	0,1199	0,0032	7,58	33,3
	37	0,0159	0,1199	0,0032	9,47	33,3
	38	0,0159	0,1199	0,0032	11,37	33,3
	39	0,0159	0,1199	0,0032	13,26	33,3
	40	0,0159	0,1199	0,0032	15,16	33,3
6	41	0,0159	0,1199	0,0032	1,89	66,7
	42	0,0159	0,1199	0,0032	3,79	66,7
	43	0,0159	0,1199	0,0032	5,68	66,7
	44	0,0159	0,1199	0,0032	7,58	66,7
	45	0,0159	0,1199	0,0032	9,47	66,7
	46	0,0159	0,1199	0,0032	11,37	66,7
	47	0,0159	0,1199	0,0032	13,26	66,7
	48	0,0159	0,1199	0,0032	15,16	66,7
7	49	0,0095	0,0635	0,0024	21,05	5,0
	50	0,0095	0,0635	0,0024	21,05	8,3
	51	0,0095	0,0635	0,0024	21,05	16,7
	52	0,0095	0,0635	0,0024	21,05	33,3
	53	0,0095	0,0635	0,0024	21,05	66,7
	54	0,0095	0,0635	0,0024	21,05	83,3
8	55	0,0095	0,3135	0,0024	21,05	5,0
	56	0,0095	0,3135	0,0024	21,05	8,3
	57	0,0095	0,3135	0,0024	21,05	16,7
	58	0,0095	0,3135	0,0024	21,05	33,3
	59	0,0095	0,3135	0,0024	21,05	66,7
	60	0,0095	0,3135	0,0024	21,05	83,3

Tabela 4.1 – Configurações de FTHs avaliadas neste trabalho

<i>Arranjo</i>	<i>Configuração</i>	<i>d (m)</i>	<i>D (m)</i>	<i>p (m)</i>	<i>L (m)</i>	(conclusão)
						<i>Q (m³s⁻¹)</i>
9	61	0,0127	0,0667	0,0030	11,84	5,0
	62	0,0127	0,0667	0,0030	11,84	8,3
	63	0,0127	0,0667	0,0030	11,84	16,7
	64	0,0127	0,0667	0,0030	11,84	33,3
	65	0,0127	0,0667	0,0030	11,84	66,7
	66	0,0127	0,0667	0,0030	11,84	83,3
10	67	0,0127	0,3167	0,0030	11,84	5,0
	68	0,0127	0,3167	0,0030	11,84	8,3
	69	0,0127	0,3167	0,0030	11,84	16,7
	70	0,0127	0,3167	0,0030	11,84	33,3
	71	0,0127	0,3167	0,0030	11,84	66,7
	72	0,0127	0,3167	0,0030	11,84	83,3
11	73	0,0127	0,3167	0,0039	11,84	5,0
	74	0,0127	0,3167	0,0039	11,84	8,3
	75	0,0127	0,3167	0,0039	11,84	16,7
	76	0,0127	0,3167	0,0039	11,84	33,3
	77	0,0127	0,3167	0,0039	11,84	66,7
	78	0,0127	0,3167	0,0039	11,84	83,3
12	79	0,0127	0,3167	0,0052	11,84	5,0
	80	0,0127	0,3167	0,0052	11,84	8,3
	81	0,0127	0,3167	0,0052	11,84	16,7
	82	0,0127	0,3167	0,0052	11,84	33,3
	83	0,0127	0,3167	0,0052	11,84	66,7
	84	0,0127	0,3167	0,0052	11,84	83,3

Os arranjos apresentados na Tabela 4.1 foram definidos visando agrupar configurações com características semelhantes, como mostrado no Quadro 4.3.

<i>Arranjo</i>	<i>Descrição</i>	<i>Parâmetros em comum para cada arranjo</i>	<i>Parâmetro diferenciador para cada arranjo</i>
1	Configurações de 1 a 8	$d, D, p \text{ e } Q$	L
2	Configurações de 9 a 16		
3	Configurações de 17 a 24		
4	Configurações de 25 a 32		
5	Configurações de 33 a 40		
6	Configurações de 41 a 48		
7	Configurações de 49 a 54	$d, D, p \text{ e } L$	Q
8	Configurações de 55 a 60		
9	Configurações de 61 a 66		
10	Configurações de 67 a 72		
11	Configurações de 73 a 78		
12	Configurações de 79 a 84		

Quadro 4.3 – Critério de definição dos arranjos avaliados neste trabalho

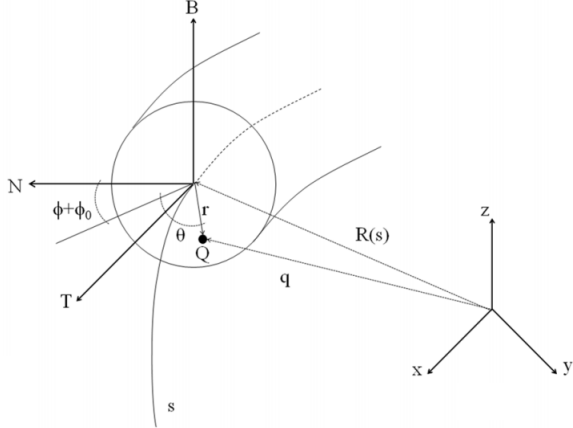
4.4 Metodologia de Simulação Computacional

O computador utilizado para a execução das simulações computacionais foi uma unidade com processador Intel® Core™ i7-3770 – 3,40 GHz, com 16 GB de memória RAM, HD de 1 TB. Para as simulações foi necessária a utilização de um *software* CFD que permitisse a simulação de escoamentos tridimensionais em geometrias complexas. Devido à dificuldade inerente ao desenvolvimento de ferramentas desta natureza e à disponibilidade de licenças do pacote ANSYS® no PPGEA/UFES (ao qual esta pesquisa está vinculada), optou-se por utilizar o *software* CFX® (contido no pacote ANSYS®) por atender a todos os requisitos necessários para a simulação em FTHs e por ter sido utilizado em outros trabalhos da linha de pesquisa “Aspectos Hidrodinâmicos de Processos de Tratamento de Água e Efluentes”, ao qual este trabalho está vinculado. A versão do *software* utilizada nesta pesquisa foi a 13.0.

O método de discretização utilizado pelo CFX[®] é volumes finitos baseado em elementos, com malhas não-estruturadas para representar o domínio computacional de forma satisfatória. Neste *software* as equações para velocidades e pressão são resolvidas de maneira acoplada, isto é, como um único sistema. Por este motivo, a discretização das equações, para qualquer passo de tempo, é resultado de um esquema implícito.

A modelagem fluidodinâmica computacional dos FTHs foi subdividida em 5 etapas: (1) a construção geométrica das unidades com a utilização da ferramenta gráfica AutoCAD[®]; (2) a discretização do domínio em estudo, por meio de uma malha tridimensional não estruturada; (3) a atribuição das características do escoamento, das condições de entrada e saída e das condições de contorno; (4) o processamento dos dados e a solução das equações a partir de um critério de convergência; e (5) a visualização e avaliação dos resultados.

Para a solução do sistema de equações que regem o movimento do fluido foram definidas condições de contorno. Inicialmente todos os valores dos parâmetros no domínio de estudo foram iguados a zero, com exceção dos valores contidos na seção de entrada, na qual foi assumido um fluxo uniforme e igual ao valor da vazão de entrada. Adicionalmente, foi adotado como 0,0 Pa como valor da pressão de referência, no centro da seção de entrada, de forma a se obter para cada configuração uma única solução para o sistema de equações governantes do movimento. Contornos sólidos foram tratados como impermeáveis e a condição de não deslizamento foi imposta, como mostrado no Quadro 4.4.

Condição de Contorno	Representação Matemática	Sistema de Coordenadas
Não deslizamento nos contornos sólidos	$u(T) = 0$ em $(T; N = \pm r; B = \pm r)$ $u(N) = 0$ em $(T; B = \pm r)$ $u(B) = 0$ em $(T; N = \pm r)$	
Impermeabilidade dos contornos sólidos	$u(N) = 0$ em $(T; N = \pm r)$ $u(B) = 0$ em $(T; B = \pm r)$ $\frac{\partial P}{\partial N} = 0$ em $(T; N = \pm r)$ $\frac{\partial P}{\partial B} = 0$ em $(T; B = \pm r)$	

Quadro 4.4 – Condições de Contorno e Representação Matemática

Fonte: Sartori *et al.* (2014).

Para a simulação do comportamento hidrodinâmico dos FTHs foram feitas simulações fluidodinâmicas preliminares (item 4.5), envolvendo uma avaliação da sensibilidade da malha numérica do modelo computacional (item 4.5.1), calibração/validação do modelo fluidodinâmico computacional (item 4.5.2), verificação da característica axialmente invariante ao longo dos FTHs (item 4.5.3) e avaliação do regime de escoamento dos FTHs (item 4.5.4). Além disso, foi feita a definição das condições gerais de entrada/contorno (item 4.5.5). O detalhamento de tais itens é descrito a seguir.

4.5 Descrição das Simulações Fluidodinâmicas Preliminares

Nessa seção são descritas as simulações fluidodinâmicas computacionais preliminares, de forma a subsidiar a obtenção dos resultados principais do estudo.

4.5.1 Avaliação da Sensibilidade da Malha Numérica do Modelo Computacional (Teste de Malha)

Com o intuito de garantir que os resultados obtidos nas simulações fossem independentes da malha computacional utilizada, foram realizadas variações na malha até a obtenção de uma distribuição adequada para as simulações, de modo que não fossem desprezados os efeitos de pequena escala devido à utilização de malhas muito grosseiras e que não houvesse um tempo de processamento computacional muito elevado devido à utilização de malhas muito refinadas.

A discretização do domínio foi realizada com a utilização de uma malha não estruturada e o procedimento de avaliação da malha computacional foi realizado por meio da simulação de malhas cada vez mais refinadas, até que as diferenças entre os valores de velocidade axial (parâmetro utilizado nesta análise) não apresentassem variações significativas entre a malha menos refinada e a mais refinada.

Além de obter uma malha computacional que reproduza com fidelidade a geometria dos FTHs, foi avaliada a utilização de ferramentas voltadas à melhoria da qualidade dos resultados nas regiões próximas aos contornos sólidos, a fim de representar a camada limite e o perfil de velocidade do fluido. Nesse contexto, foi utilizada a função *inflation*, que consiste em posicionar de forma paralela camadas de elementos prismáticos à superfície para a qual se deseja um maior refinamento.

Também foi utilizado para a geração da malha o método *sweep*, que faz a varredura da malha definida na superfície de entrada da unidade para todo o domínio; ou seja, as características da malha em qualquer seção transversal do domínio são as mesmas (Figura 4.4), sendo possível definir porções de domínio – fatias – com igual característica de discretização.

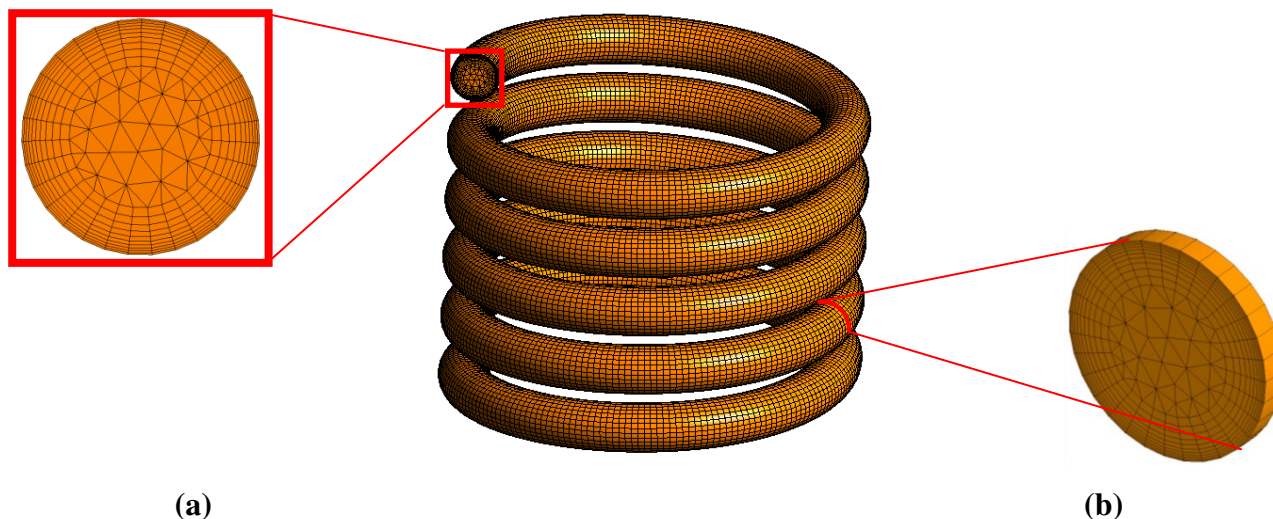


Figura 4.4 – Exemplo de malha gerada com o método *sweep*. (a) Malha da seção de entrada da unidade; (b) fatia do domínio definida pelo método *sweep*

A geometria utilizada na seleção da malha computacional refere-se à geometria 1 do trabalho de Yu *et al.* (2003) e possui como características geométricas os itens apresentados na Tabela 4.2.

Tabela 4.2 – Característica geométrica do reator utilizado na seleção da malha computacional

<i>Raio do tubo (mm)</i>	<i>Raio de enrolamento (mm)</i>	<i>Distância entre voltas (mm)</i>	<i>Número de voltas (-)</i>
4,7	63,7	31,8	4

Além disso, foram consideradas as condições de contorno apresentadas na Tabela 4.3.

Tabela 4.3 – Condições de contorno da geometria utilizada na seleção da malha computacional

<i>Vazão mássica de entrada (kg.s⁻¹)</i>	<i>Condição da parede</i>
0,017708	Não deslizamento

O fluido utilizado por Yu *et al.* (2003) foi etanol, à temperatura constante de 20 °C. O escoamento foi considerado laminar, com número de Reynolds igual a 2.000. A seção de amostragem utilizada

da determinação dos perfis de velocidade foi posicionada na seção transversal referente à terceira volta do tubo e os pontos de amostragem foram obtidos sobre uma reta horizontal passante pelo centro de tal seção, totalizando 100 pontos.

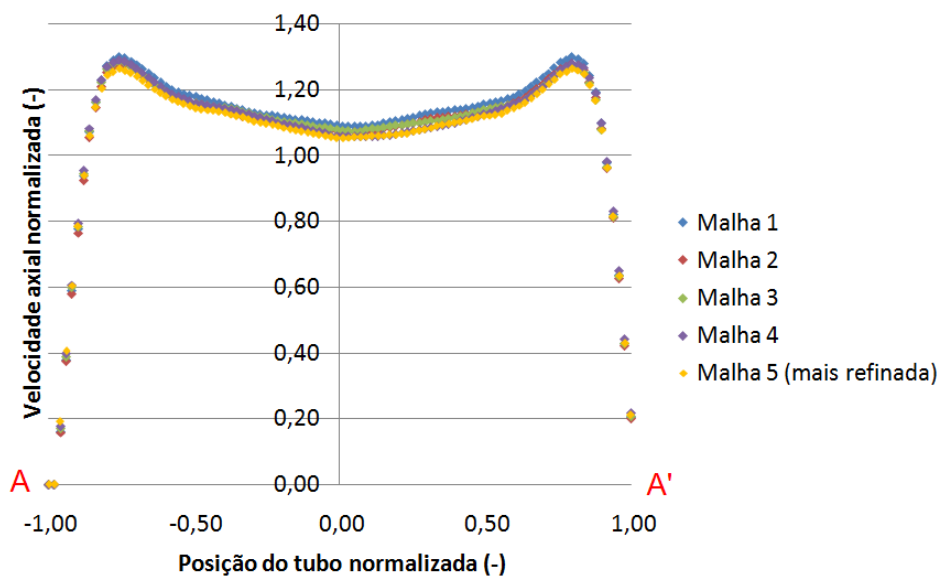
Com relação à malha, foram utilizados elementos tetraédricos e prismáticos na discretização da geometria. Uma camada de 10 elementos prismáticos foi disposta na porção próxima a parede do tubo, na qual maiores variações nos valores das grandezas medidas são verificadas (camada de 1,88 mm / 20% do diâmetro do tubo). Na parte central do tubo foram utilizados elementos tetraédricos, sendo que os valores de aresta máxima de cada elemento variaram de 12% a 8% do diâmetro do reator, como mostrado na Tabela 4.4. São apresentados na Tabela 4.4 a quantidade de nós gerados e o respectivo tempo computacional de processamento em relação à malha mais refinada (T_{ref}).

Tabela 4.4 – Característica das malhas utilizadas na seleção da malha computacional

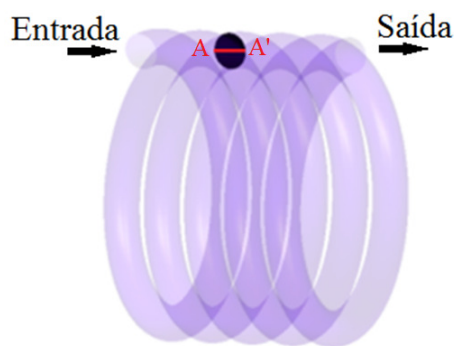
<i>Malha</i>	<i>Tamanho máximo do elemento (mm)</i>	<i>Valor percentual do tamanho máximo do elemento com relação ao diâmetro do tubo</i>	<i>Quantidade de nós gerados</i>	<i>Tempo computacional^A</i>
1	1,128	12,0%	562.392	$0,4T_{ref}$
2	1,034	11,0%	693.113	$0,5T_{ref}$
3	0,940	10,0%	804.352	$0,6T_{ref}$
4	0,846	9,0%	1.006.876	$0,8T_{ref}$
5	0,752	8,0%	1.264.885	T_{ref}

Para a comparação qualitativa dos resultados obtidos apresenta-se a Figura 4.5a, que apresenta os resultados de velocidade axial normalizada para as 05 malhas utilizadas, em função da posição relativa no reator (Figura 4.5b – em vermelho).

^A O tempo de referência apurado, quando da utilização do recurso computacional descrito na seção de Materiais e Métodos, foi de 66 minutos.



(a)



(b)

Figura 4.5 – (a) Comparação entre os resultados de velocidade axial normalizada em função da posição do tubo para as cinco malhas avaliadas no teste de malhas; e (b) diâmetro utilizado para a obtenção dos resultados de velocidade axial – em vermelho

Com os resultados pontuais obtidos ao longo da linha horizontal (seção AA') para as cinco malhas testadas foram calculados os desvios entre os resultados das quatro malhas menos refinadas (Malha 1, Malha 2, Malha 3 e Malha 4) em relação à malha mais refinada (Malha 5). Os resultados referentes à média dos desvios absolutos dos valores de velocidade axial normalizada, para as quatro malhas utilizadas (em comparação com a Malha 5), são apresentados na Figura 4.6. A metodologia aplicada é similar à apresentada em Roache (1998) e Rauen (2005).

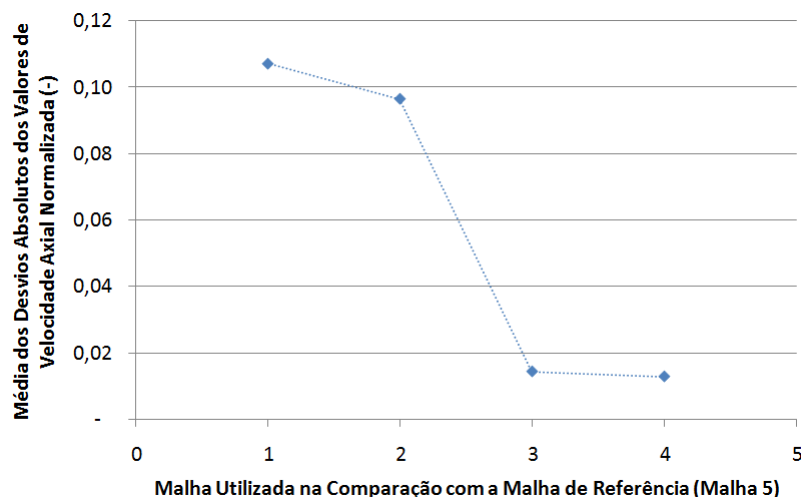


Figura 4.6 – Média dos desvios absolutos dos valores de velocidade axial normalizada, em função das malhas utilizadas na comparação com a malha de referência – Malha 5

Analisando a Figura 4.6 é possível verificar a característica assintótica da curva referente ao parâmetro de verificação de convergência a partir do terceiro ponto, que corresponde a Malha 3. A partir deste valor não são verificadas variações significativas no parâmetro analisado, indicando que tal malha é satisfatória para as demais simulações. Destaca-se que comportamento similar foi verificado para as demais componentes da velocidade, para o gradiente médio de velocidade e para a vorticidade, sendo os mesmos omitidos por simplificação.

Com base neste resultado foi definida a malha a ser utilizada nas etapas posteriores deste trabalho, conforme mostrado na Tabela 4.5. Vale ressaltar que a distância entre as faces do método *sweep* foram definidas de forma que a quantidade de elementos gerados em cada volume de reator, independente do diâmetro de tubo avaliado, estivesse na mesma ordem de grandeza, como pode ser visto na Tabela 4.6. Assim, o tempo computacional foi similar para reatores de mesmo volume.

Tabela 4.5 – Características das malhas a serem utilizadas na modelagem fluidodinâmica computacional

<i>Diâmetro do reator (pol.)</i>	<i>Espessura da camada de inflation (mm)</i>	<i>Elementos na camada de inflation</i>	<i>Tamanho máximo dos elementos (mm)</i>	<i>Distância entre as faces do método sweep (mm)</i>
3/8"	1,905	10	0,9525	3,8578
1/2"	2,540	10	1,2700	2,4797
5/8"	3,175	10	1,5875	1,5875

Tabela 4.6 – Quantidade de elementos gerados na discretização dos reatores de diâmetro 3/8", 1/2" e 5/8"

<i>Volume de reator (cm³)</i>	<i>Quantidade de elementos discretos</i>		
	<i>3/8"</i>	<i>1/2"</i>	<i>5/8"</i>
375	419.002	422.805	392.644
750	866.448	855.858	837.492
1.125	1.325.928	1.283.586	1.255.632
1.500	1.732.500	1.711.314	1.674.580
1.875	2.132.064	2.117.758	2.092.720
2.250	2.598.948	2.566.770	2.511.668
2.625	3.031.776	2.979.600	2.929.808
3.000	3.465.000	3.352.400	3.348.756

4.5.2 Calibração/Validação do Modelo Fluidodinâmico Computacional

A calibração do modelo fluidodinâmico computacional consiste no ajuste de variáveis intrínsecas ao modelo computacional a fim de se obter uma melhor resposta quando comparado ao processo físico. O processo utilizado para efetuar a calibração é do tipo iterativo, ou seja, é realizado enquanto a diferença entre o valor de controle em uma determinada iteração e o valor deste parâmetro para a iteração anterior for maior do que a diferença máxima admissível, que varia de acordo com o problema. Em muitos casos este tipo de ajuste é feito utilizando as constantes dos modelos de turbulência empregados na simulação; no entanto, neste trabalho, o escoamento foi considerado laminar em todas as simulações e por este motivo não foram empregados modelos de turbulência (como detalhado no item 4.5.4). Com isso, devido à ausência de constantes que pudessem ter seus valores alterados para um melhor ajuste do modelo, transpôs-se diretamente para a etapa de validação.

A validação do modelo fluidodinâmico computacional consistiu na comparação de dados de literatura relativos a parâmetros cinemáticos do escoamento obtidos experimentalmente para tubos enrolados helicoidalmente com os valores correspondentes obtidos por meio do modelo fluidodinâmico computacional, sob diferentes condições de operação.

Para isso, utilizou-se o trabalho de Yu *et al.* (2003), visto que as configurações utilizadas por estes autores apresentam características hidráulicas e geométricas similares às utilizadas neste trabalho. Os autores apresentam em seu trabalho experimental medições de velocidades ao longo das seções de reatores enrolados helicoidalmente, obtidos por meio de LDA (*Laser Doppler Anemometry*). As características geométricas das unidades utilizadas na validação são apresentadas na Tabela 4.7.

Tabela 4.7 – Característica geométrica dos reatores utilizados na validação do modelo fluidodinâmico computacional. Fonte: Yu *et al.* (2003)

<i>Geometria</i>	<i>Raio do Tubo</i> (mm)	<i>Raio de enrolamento</i> (mm)	<i>Distância entre voltas</i> (mm)
A	4,7	63,7	31,8
B	8,8	63,7	77,3

O parâmetro escolhido para a validação foi a velocidade axial, visto que tais dados são apresentados no trabalho de Yu *et al.* (2003). Os resultados referentes à velocidade axial nas duas linhas diametrais de amostragem, horizontal (Figura 4.7 – Seção AA') e vertical (Figura 4.8 – Seção BB'), foram obtidos na terceira volta, visto que esta foi a posição na qual Yu *et al.* (2003) realizaram a amostragem dos pontos.

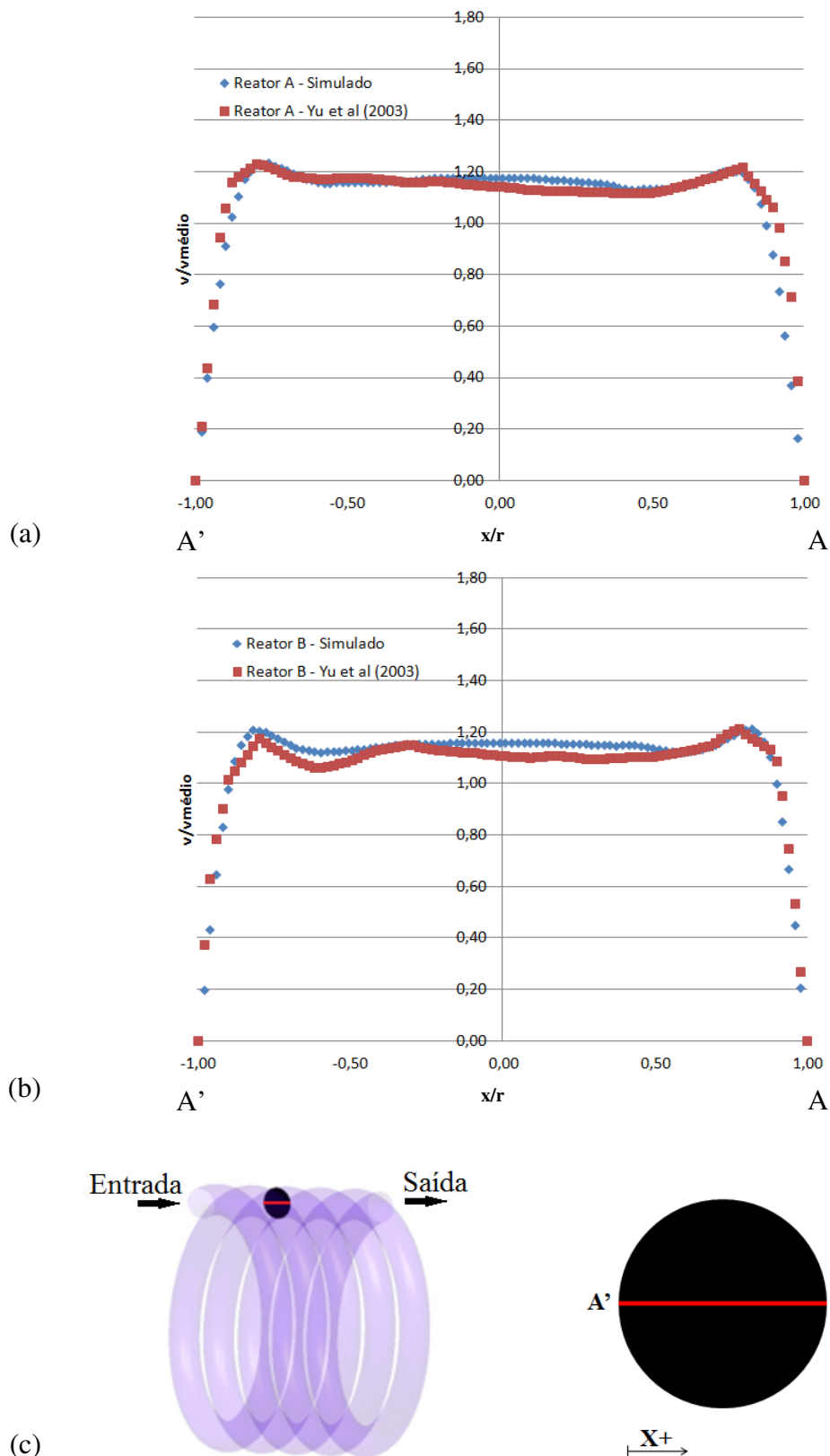


Figura 4.7 – (a) Velocidade axial normalizada na seção de escoamento no reator A; (b) velocidade axial na seção de escoamento no reator B; e (c) representação esquemática da linha de amostragem. O parâmetro r representa o raio do tubo e o parâmetro x representa a posição de amostragem

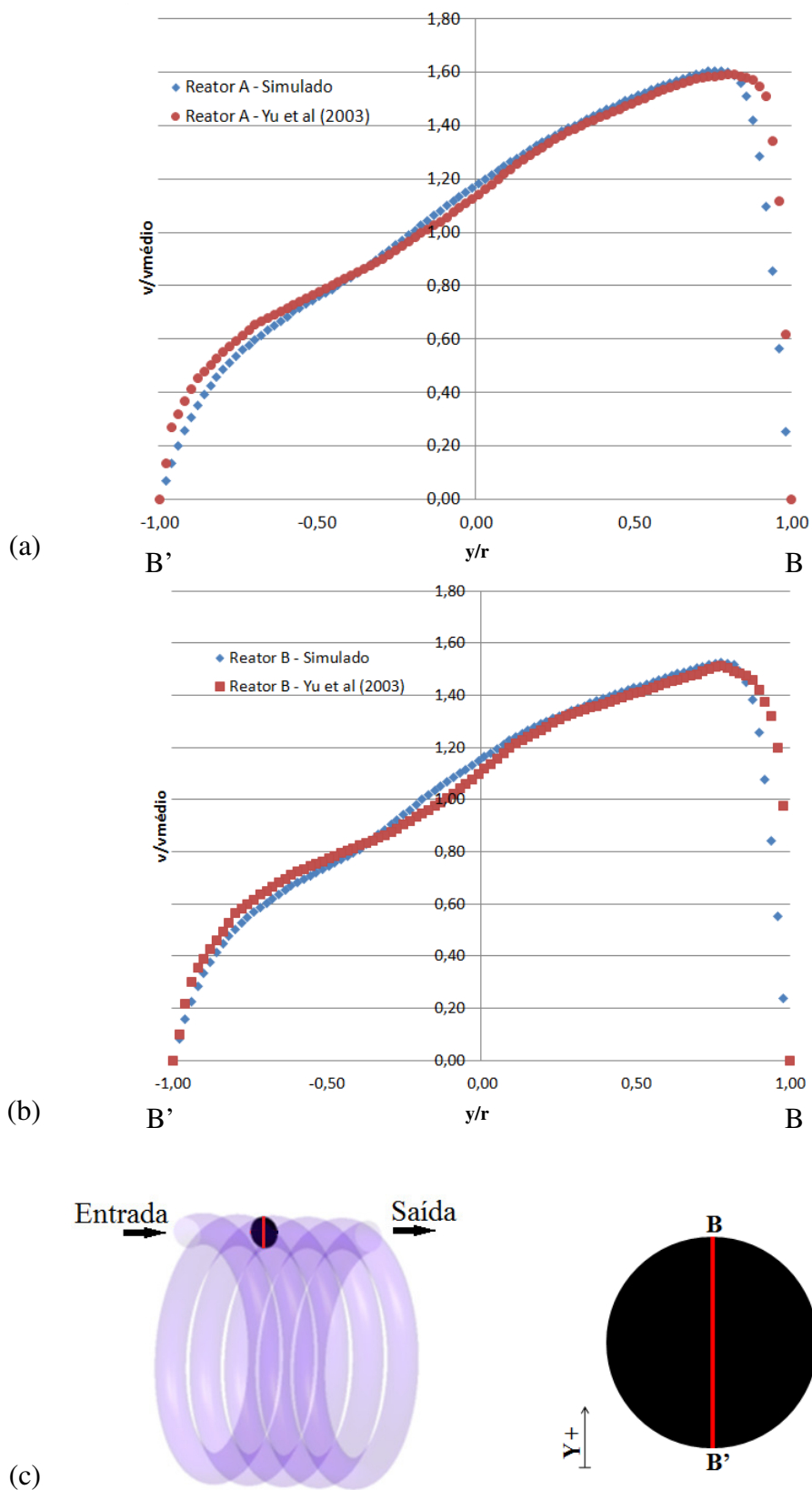


Figura 4.8 – (a) Velocidade axial normalizada na seção de escoamento no reator A; (b) velocidade axial na seção de escoamento no reator B; e (c) representação esquemática da linha de amostragem. O parâmetro r representa o raio do tubo e o parâmetro y representa a posição de amostragem

Por meio da Figura 4.7 é possível verificar que o perfil horizontal de velocidade axial calculado pelo modelo apresentou-se bastante próximo ao medido por Yu *et al.* (2003). Resultado semelhante foi verificado para o perfil vertical de velocidade axial (Figura 4.8). Os valores de desvio percentual máximo referentes aos reatores A e B foram, respectivamente, de 5,9% e 5,7% na linha horizontal e de 3,7% e 4,6% na linha vertical. Os maiores desvios entre os valores medidos e os simulados ocorreram na região próxima à parede do tubo para os dois reatores estudados.

Para o perfil horizontal de velocidade axial (Figura 4.7), o modelo computacional apresentou tendência a superestimar os valores de velocidade na região central do tubo. Já para o perfil vertical de velocidade axial (Figura 4.8), o modelo apresentou tendência a subestimar os valores de velocidade na região próxima ao enrolamento externo do tubo ($0,8 < x/r < 1$) e próximo ao enrolamento interno do tubo ($-1 < x/r < -0,40$). Além disso, uma leve tendência de superestimação foi verificada na região próxima a $x/r = 0$. Mesmo com as discrepâncias verificadas na Figura 4.7 e na Figura 4.8, pode-se afirmar que os valores simulados reproduziram satisfatoriamente o parâmetro avaliado, visto que os valores de desvio percentual máximo obtidos para todas as situações testadas estiveram abaixo do valor de incerteza máximo das componentes de velocidade medidas por Yu *et al.* (2003), que foi de 6,0%.

Com base nesses resultados, o modelo fluidodinâmico computacional foi considerado validado e utilizado nas análises posteriores para a obtenção de características hidrodinâmicas referentes aos FTHs.

4.5.3 Verificação da Característica Axialmente Invariante ao longo dos FTHs

A característica axialmente invariante dos perfis de escoamento após o comprimento de entrada pode ser verificada por meio da análise das equações de movimento (equação da continuidade e de Navier-Stokes) em coordenadas helicoidais, considerando fluxo incompressível em regime permanente (Seção 3.2.4). Por outro lado, tal característica também pode ser avaliada por meio de modelagem fluidodinâmica computacional. Para isso, foram traçados planos no interior da unidade referentes a perfis de escoamento axial, como visto na Figura 4.9, sendo que os perfis apresentados referem-se à região de entrada da unidade (de 0,5 a 2,5 voltas, em intervalos de 0,5 volta).

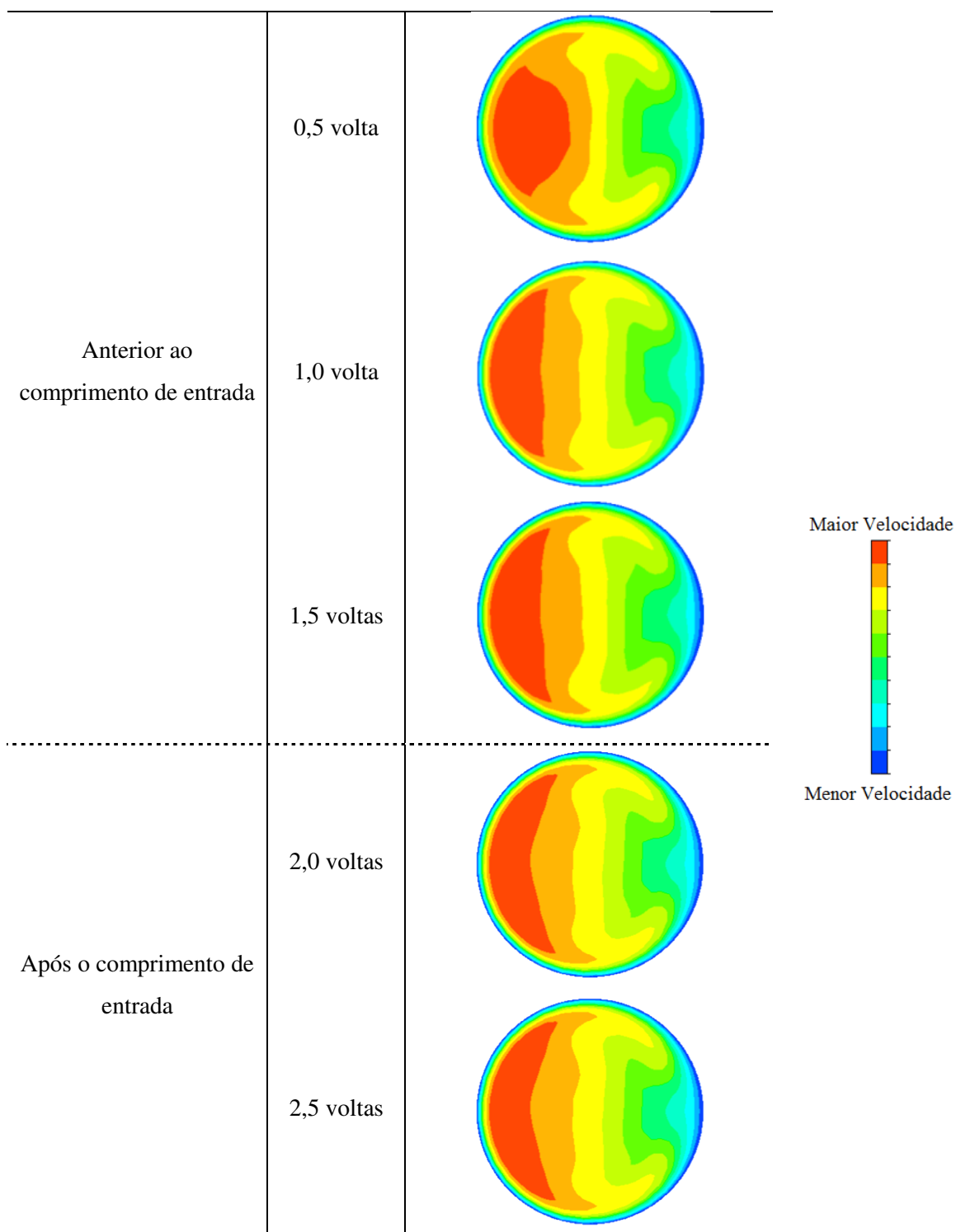


Figura 4.9 – Perfis de velocidade axial na região de entrada de FTH.

Característica do reator: arranjo 3 – $Q = 1\text{L}\cdot\text{min}^{-1}$

Por meio da Figura 4.9 é possível verificar uma constância nas características dos perfis de velocidade axial após o comprimento de entrada (situado entre as voltas 1,5 e 2), com pequenas variações nos perfis apresentados. Este resultado concorda com o apresentado no trabalho de Yu *et*

al. (2003), no qual não foram verificadas variações significativas nos perfis de velocidade axial após 2 voltas, sendo então considerado o fluxo axialmente invariante.

Para confirmar a característica axialmente invariante após o comprimento de entrada do reator, foram avaliados perfis de velocidade axial nas seções transversais ao longo de uma volta completa na porção final da unidade (quarta volta), como apresentado na Figura 4.10. A alocação dos eixos coordenados sobre o ponto central de cada plano foi necessária para garantir que os dados referentes às posições dos pontos na seção transversal fossem correspondentes para todos os planos avaliados.

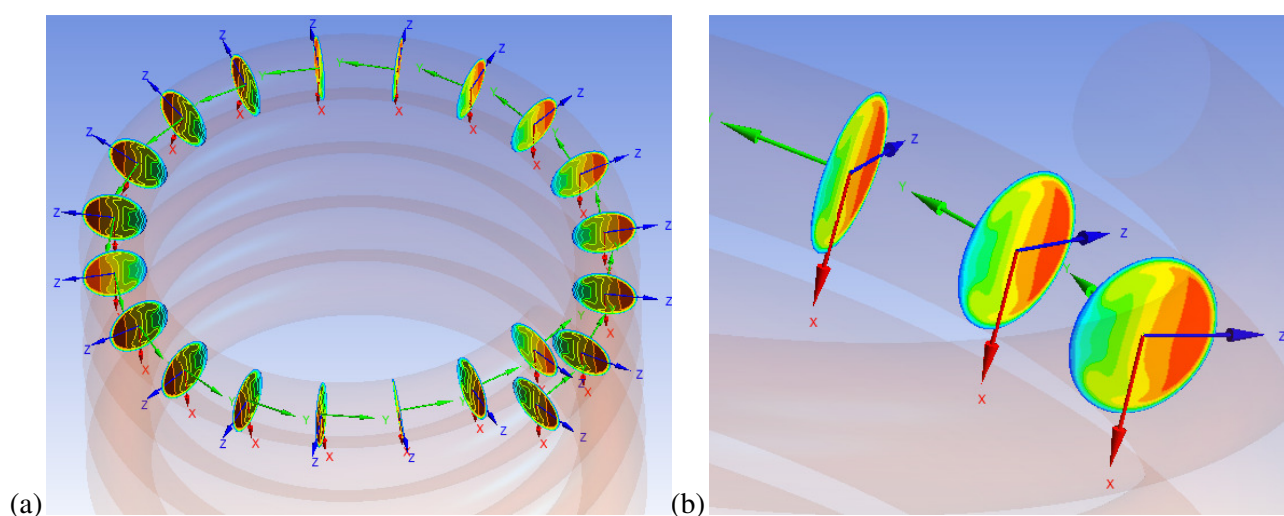


Figura 4.10 – Alocação dos eixos coordenados nos planos de amostragem em uma volta completa na porção final da unidade. (a) Todos os planos. (b) Detalhe dos planos 1, 2 e 3

Quanto aos valores pontuais referentes à velocidade axial verificou-se que para 71% dos pontos de velocidade da seção os desvios foram inferiores a 1,0%, e que para os 29% restantes os desvios ficaram entre 1,0% e 5,0%. Isto mostra que existe grande semelhança entre os planos. Com base nesse resultado, pode-se concluir que uma única seção transversal é suficiente para representar a característica hidrodinâmica das demais seções transversais em um FTH. Ressalta-se que, neste sentido, a referida seção transversal deve ser obtida após o comprimento de entrada, para garantir que o fluxo esteja totalmente desenvolvido.

Neste trabalho a característica axialmente invariante foi considerada para a obtenção de quatro parâmetros hidrodinâmicos representativos do escoamento (G , S_N , W_{adm} e H_{adm} – item 4.6). Os desvios percentuais máximos obtidos entre os valores destes parâmetros para seções transversais distintas de um mesmo reator, após o comprimento de entrada, foram inferiores a 4,0% para os

quatro parâmetros avaliados (Tabela 4.8), considerando os 21 planos de amostragem apresentados na Figura 4.10. Dados os pequenos desvios percentuais máximos verificados entre os valores dos parâmetros hidrodinâmicos obtidos por meio de seções transversais distintas, concluiu-se que seria suficiente a obtenção de tais parâmetros por meio de uma única seção transversal representativa do reator localizada após o comprimento de entrada (quarta volta).

Tabela 4.8 – Desvios percentuais máximos entre os valores de G , S_N , W_{adm} e H_{adm} obtidos para seções transversais distintas de um mesmo reator. Característica do reator: arranjo 3 – $Q = 1L.min^{-1}$

<i>Parâmetro</i>	G	S_N	W_{adm}	H_{adm}
Desvio Percentual Máximo	2,9 %	3,7 %	1,2 %	2,1 %

4.5.4 Avaliação do Regime de Escoamento nos FTHs

Para a avaliação do regime de escoamento em FTHs foi realizada inicialmente uma análise dos principais modelos empíricos disponíveis na literatura para a definição do número de Reynolds crítico, que estima o valor do número de Reynolds necessário para a ocorrência de um regime de escoamento turbulento. Destaca-se que tais modelos, apresentados no Quadro 3.6, possuem faixas de trabalho específicas, que impedem o seu uso indiscriminado.

Para explicitar a relação entre a faixa de trabalho dos reatores avaliados e os reatores utilizados na concepção dos modelos empíricos foi construída a Figura 4.11, produzida em função da razão entre o diâmetro de enrolamento e o diâmetro do tubo (c/a), visto que este foi o parâmetro geométrico utilizado para definição das faixas de trabalho dos modelos empíricos. Desta forma, verificou-se que as faixas de trabalho dos modelos empíricos avaliados divergem da faixa de trabalho desta pesquisa.

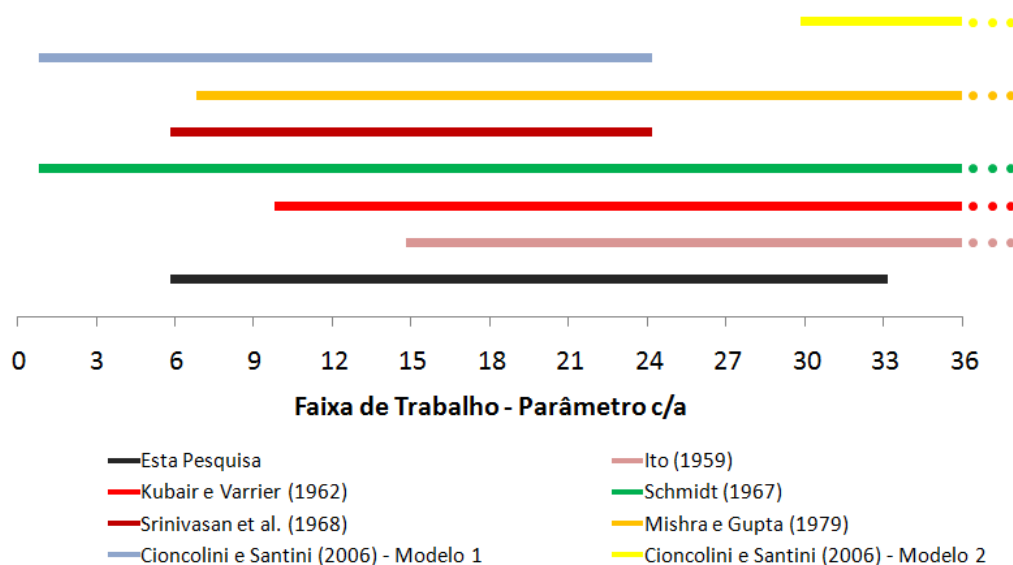


Figura 4.11 – Faixas de trabalho para o parâmetro c/a nesta pesquisa e nos trabalhos que apresentam modelos de estimativa do número de Reynolds crítico para tubos enrolados helicoidalmente

Dada a faixa de trabalho das configurações avaliadas nesta pesquisa é possível verificar que, para todas as configurações, pelo menos dois modelos empíricos de estimativa de $Re^{Crítico}$ podem ser utilizados. Como exemplo, uma configuração cujo parâmetro c/a é igual a 9 pode ser avaliada pelos modelos de Schmidt (1967), Srinivasan *et al.* (1968), Mishra e Gupta (1979) e Cioncolini e Santini (2006) – Modelo 1.

A comparação entre os valores de Re calculados para cada configuração e os valores de $Re^{Crítico}$ obtidos por meio dos modelos empíricos apresentados no Quadro 3.6 (respeitando as respectivas faixas de trabalho) permitiu constatar ambiguidades em algumas das configurações (Quadro 4.5). Isto é, modelos distintos indicaram regimes de escoamento distintos para uma mesma configuração de FTH. Como exemplo, destaca-se a configuração com $d = 3/8''$ e $D = 30$ cm, para a qual três modelos indicam que o número de Reynolds verificado para a maior vazão está acima do número de Reynolds crítico (indicando fluxo turbulento). Por outro lado, dois modelos indicam que o número de Reynolds verificado para a maior vazão está abaixo do número de Reynolds crítico (indicando fluxo laminar).

<i>Diâmetro do tubo (pol.)</i>	<i>Diâmetro interno de enrolamento (cm)</i>	<i>Ito (1959)</i>	<i>Kubair e Varrier (1962)</i>	<i>Schmidt (1967)</i>	<i>Srinivasan et al. (1968)</i>	<i>Mishra e Gupta (1979)</i>	<i>Cioncolini e Santini (2006) – Modelo 01</i>	<i>Cioncolini e Santini (2006) – Modelo 02</i>
3/8"	10	NA	LAM	LAM	LAM	LAM	LAM	NA
1/2"	10	NA	NA	LAM	LAM	LAM	LAM	NA
5/8"	10	NA	NA	LAM	LAM	LAM	LAM	NA
3/8"	5	NA	NA	TURB	TURB	TURB	LAM	NA
3/8"	30	TURB	LAM	TURB	NA	TURB	NA	LAM
1/2"	5	NA	NA	LAM	NA	NA	LAM	NA
1/2"	30	TURB	LAM	TURB	NA	TURB	NA	NA

Quadro 4.5 – Regimes de escoamento obtidos por meio dos modelos empíricos de estimativa do número de Reynolds crítico para tubos enrolados helicoidalmente

Legenda: NA – Não se aplica (fora da condição de obtenção do modelo); LAM – Fluxo laminar; TURB – Fluxo turbulento.

Visando resolver a ambiguidade remanescente a partir da aplicação de modelos empíricos, é proposta neste trabalho uma metodologia alternativa para a avaliação do regime de escoamento em tubos helicoidalmente enrolados. Esta metodologia consiste na avaliação conjunta de dados relativos ao escoamento obtidos por meio de modelagem física e dados obtidos por meio de modelagem fluidodinâmica computacional, sendo este último avaliado de duas formas distintas: com a utilização de modelos de turbulência e sem modelos de turbulência (regime laminar). A forma que apresentar maior aderência aos dados obtidos com a modelagem física indica o regime de escoamento a ser adotado.

A metodologia proposta é uma alternativa à falta de dados referentes ao escoamento em FTHs em condições semelhantes às verificadas para as configurações que apresentaram resultados ambíguos com a utilização dos modelos empíricos. Os poucos trabalhos que apresentam resultados experimentais de características hidrodinâmicas de tubos enrolados helicoidalmente (YU *et al.*, 2003; HAYAMIZU *et al.*, 2008) apresentam números de Reynolds consideravelmente baixos (muito abaixo dos valores críticos) ou muito altos (consideravelmente superiores aos valores críticos).

Destaca-se que a avaliação do regime de escoamento em FTHs proposta foi realizada de forma indireta, não sendo avaliadas características intrínsecas ao escoamento nessa análise. O parâmetro avaliado foi a perda de carga, visto que este parâmetro foi obtido por meio de modelagem física nos

trabalhos de Silva (2007) e Oliveira (2008), e pode responder de formas distintas a escoamentos laminares e turbulentos. Os valores de perda de carga obtidos experimentalmente foram comparados com os valores de perda de carga obtidos numericamente com e sem a utilização de modelos de turbulência. Foi adotado o modelo de turbulência $k - w$, com o qual Vaneli *et al.* (2013) obtiveram representação bastante satisfatória das características do escoamento em FTHs (principalmente na região próxima a parede), e devido a sua simplicidade e ao seu baixo custo computacional (quando comparado a outros modelos de turbulência).

Por simplificação, são apresentados na Tabela 4.9 apenas os resultados verificados para o Reator 25 (condição extrema) nas vazões de alimentação de 2, 4 e 5 L.min⁻¹, visto que esta configuração representa um dos casos caracterizados como laminar por apenas um dos modelos empíricos avaliados. Resultados similares foram obtidos nas outras configurações com resultados ambíguos.

Tabela 4.9 – Valores de perda de carga obtidos por meio de modelagem física e obtidos por meio de CFD utilizando o modelo de turbulência k-w e sem a utilização de modelo de turbulência. Configuração estudada: reator 25 – Q = 2, 4 e 5 L.min⁻¹

Vazão de alimentação (L.min ⁻¹)	Perda de carga obtida experimentalmente	Perda de carga obtida por CFD utilizando modelo de turbulência $k - w$	Perda de carga obtida por CFD sem a utilização de modelo de turbulência
2	24,0 kPa	21,7 kPa (- 9,6%)	22,6 kPa (-5,8%)
4	59,1 kPa	57,8 kPa (-2,2%)	58,1 kPa (-1,7%)
5	78,2 kPa	79,5 kPa (+1,7%)	77,9 kPa (-0,4%)

Por meio da Tabela 4.9 é possível verificar que os valores de perda de carga obtidos sem o uso de modelo de turbulência se aproximam consideravelmente do valor verificado experimentalmente, com desvios inferiores aos desvios obtidos com o uso do modelo de turbulência. Assim, o regime de escoamento considerado neste trabalho foi o não turbulento, sendo então utilizada CFD sem o emprego de modelo de turbulência para todas as configurações de FTH simuladas.

4.5.5 Definição das Condições de Iniciais/Contorno

As principais características referentes às condições iniciais e de contorno do problema estudado são apresentadas no Quadro 4.6.

<i>Característica</i>	<i>Justificativa</i>
Geometria tridimensional	Melhor representação das características do escoamento, visto que o problema físico avaliado não pode ser satisfatoriamente simplificado para o caso bidimensional.
Condição isotérmica	Admite-se que não há variação de temperatura no domínio de interesse, visto que a temperatura foi mantida praticamente constante durante a realização dos experimentos. Adicionalmente, não foram verificadas variações de temperatura no interior dos reatores.
Não utilização de modelos de turbulência	Foram utilizadas apenas configurações com número de Reynolds abaixo do valor crítico ou bem próximo ou valor crítico; após avaliação das características referentes ao regime de escoamento (item 4.5.4), foi definido que não seriam utilizados modelos de turbulência nas análises fluidodinâmicas computacionais.
Fluido monofásico	Por simplificação, o fluido utilizado na modelagem fluidodinâmica computacional foi considerado monofásico, por quatro principais razões: (1) devido à verificação de que a presença de pequenas partículas, em baixa concentração, não causa variações significativas no escoamento (TIWARI <i>et al.</i> , 2006); (2) devido à verificação de que as partículas/aglomerados tendem a seguir todos os vórtices do escoamento caso sejam muito pequenas (INDRUSIAK, 1997); e (3) devido à redução considerável no esforço computacional.
Fluido newtoniano	O fluido considerado nas simulações foi água sem presença de sólidos.
Contornos sólidos lisos e impermeáveis	Devido às características físicas do tubo utilizado como FTH.

Quadro 4.6 – Condições de simulação do problema estudado

A condição inicial considerada neste trabalho refere-se à vazão mássica, obtida a partir dos valores de vazão volumétrica e da massa específica do fluido à temperatura ambiente. O esquema de interpolação adotado para a discretização das equações de conservação foi o *high resolution* e o critério de tolerância utilizado foi o erro máximo, com valor igual a 10^{-3} . Tais condições foram definidas com base no trabalho de Sartori *et al.* (2014).

4.6 Metodologia para a Obtenção dos Parâmetros Hidrodinâmicos Representativos do Escoamento em FTHs utilizando CFD

4.6.1 Gradiente Médio de Velocidade

O parâmetro gradiente médio de velocidade (G) é comumente obtido pela via hidráulica, por meio dos parâmetros perda de carga e tempo de detenção, em conjunto com características intrínsecas do fluido, como apresentado no item 3.1.2.1 da Revisão Bibliográfica.

Neste trabalho propõe-se a obtenção de G pela via hidrodinâmica, em função das derivadas do campo de velocidade do escoamento. Para isso, foi realizada uma manipulação algébrica na Equação (3.3), referente à função dissipação viscosa, para a obtenção do gradiente de velocidade na sua forma discreta, aplicável à modelagem fluidodinâmica computacional - Equação (4.1). Destaca-se que na Equação (4.1) já está inclusa a parcela referente às tensões normais, originalmente não consideradas no trabalho de Camp e Stein (1943).

$$\sqrt{\frac{\varphi}{\mu}} = G_p = \left[2 \left(\frac{\partial u}{\partial x} \right)^2 + 2 \left(\frac{\partial v}{\partial y} \right)^2 + 2 \left(\frac{\partial w}{\partial z} \right)^2 + \left(\frac{\partial u}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial x} \right)^2 + \left(\frac{\partial u}{\partial z} + \frac{\partial w}{\partial x} \right)^2 + \left(\frac{\partial v}{\partial z} + \frac{\partial w}{\partial y} \right)^2 \right]^{0,5} \quad (4.1)$$

Após a obtenção dos valores discretos de gradiente de velocidade, foram avaliadas três metodologias para a obtenção de G pela via hidrodinâmica: (a) média aritmética dos valores discretos de gradiente de velocidade - utilizada por Sartori (2006) e Sartori *et al.* (2014), (b) média ponderada pela área, e (c) valor RMS (valor quadrático médio) dos valores discretos de gradiente de velocidade. Destaca-se que todas as metodologias avaliadas referem-se aos dados de uma seção representativa do reator, obtida após o comprimento de entrada.

a) Média aritmética

Nessa metodologia, o valor de G foi obtido por meio da média aritmética dos n valores discretos de gradiente de velocidade obtidos em uma seção representativa do reator - Equação (4.2).

$$G = \frac{G_{p1} + G_{p2} + \dots + G_{pn}}{n} = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n G_{pi} \quad (4.2)$$

Onde:

n – Número de elementos discretos no domínio analisado.

$G_{p1}, G_{p2}, \dots, G_{pn}$ – Gradientes de velocidade discretos no domínio analisado.

b) Média ponderada pela área

O cálculo da média ponderada por área foi realizada com base nos mapas de isocontornos de gradiente de velocidade (Figura 4.12): (1) foram definidas 10 faixas de gradiente de velocidade no mapa de isocontornos; (2) foi calculada a área de cada faixa de gradiente de velocidade ($\hat{Área}_{cor_i}$) utilizando o software AutoCAD[®], e (3) com base no valor de gradiente de velocidade de cada faixa (G_{cor_i}), foi obtido o valor de G por meio da Equação (4.3).

$$G = \sum_{i=1}^{10} \left[G_{cor_i} * \frac{\hat{Área}_{cor_i}}{\hat{Área}_{Total}} \right] \quad (4.3)$$

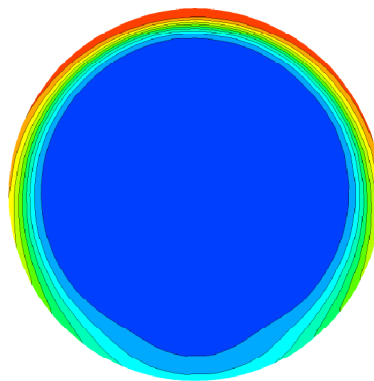


Figura 4.12 – Exemplo de mapa de isocontornos de gradiente de velocidade com 10 faixas de cores distintas

c) Valor RMS (valor quadrático médio)

O valor quadrático médio (RMS) de uma função discreta é dado pela Equação (4.4). Logo, considerando o gradiente de velocidade discreto como sendo o parâmetro X , tem-se que o valor representativo do gradiente médio de velocidade é dado pela Equação (4.5).

$$x_{RMS}^2 = \frac{x_1^2 + x_2^2 + \dots + x_N^2}{N} \quad (4.4)$$

$$G = \sqrt{\frac{G_{p1}^2 + G_{p2}^2 + \dots + G_{pn}^2}{n}} \quad (4.5)$$

A metodologia que apresentou resultados mais aderentes com o processo físico foi a metodologia que utiliza o valor RMS dos valores discretos de G , e os resultados obtidos são apresentados no item 5.1.1.

4.6.2 Swirl Number

O campo de velocidades tridimensional foi decomposto em duas componentes principais: a componente axial, que se refere à parcela da velocidade verificada na direção preponderante do escoamento; e a componente transversal, comumente denominada escoamento secundário, perpendicular à direção do escoamento principal. A componente transversal foi ainda decomposta em duas parcelas: a parcela normal e a parcela binormal, referentes às direções dos eixos coordenados ortogonais definidas no plano avaliado. Para exemplificar, são apresentadas na Figura 4.13 as direções axial, normal e binormal em um eixo coordenado ortogonal localizado em um plano representativo do escoamento de um FTH avaliado neste trabalho.

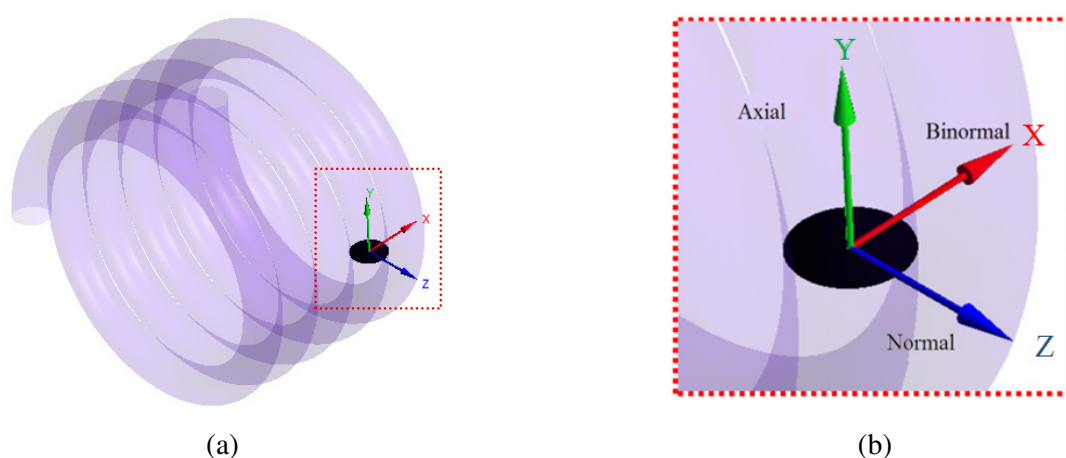


Figura 4.13 – (a) Eixos coordenados ortogonais em um plano representativo do reator; (b) detalhamento das componentes axial (eixo y), normal (eixo z) e binormal (eixo x)

Visando mensurar quão expressivo é o escoamento secundário em um FTH em relação ao escoamento na direção preponderante de movimento, é proposta neste trabalho a utilização de um parâmetro hidrodinâmico representativo dos fluxos de momento angular (ou quantidade de movimento angular, referente à capacidade de torque na seção transversal do escoamento) e fluxo de momento linear (ou quantidade de movimento linear, referente à capacidade de movimento na direção longitudinal do escoamento) verificado em uma seção representativa do escoamento. A razão entre o fluxo de momento angular e momento linear, acrescido de um parâmetro característico utilizado para adimensionalizar esta razão, é denominado na literatura de *swirl number* (S_N) – item 3.2.5.

Com isso, é apresentada a seguir a Equação (4.6), referente ao fluxo de momento angular ($G_{angular}$), e a Equação (4.7), referente ao fluxo de momento linear (G_{linear}). A componente axial do escoamento foi utilizada no cálculo do fluxo de momento linear, enquanto que as componentes referentes ao escoamento secundário foram utilizadas para o cálculo do fluxo de momento angular.

$$G_{angular} = \int_{SC} \rho (\vec{r} \times \vec{V}_{secundário}) \vec{V}_{axial} d\vec{A} \quad (4.6)$$

$$G_{linear} = \int_{SC} \rho \vec{V}_{axial} \vec{V}_{axial} d\vec{A} \quad (4.7)$$

Os vetores \vec{r} e $\vec{V}_{secundário}$ podem ser decompostos em suas componentes nas direções normal e binormal, sendo assim obtida a Equação (4.8). A representação esquemática de um vetor $\vec{V}_{secundário}$ decomposto nas direções normal e binormal é apresentada na Figura 4.14.

$$G_{angular} = \int_{SC} \rho [(\vec{r}_{normal} \times \vec{V}_{binormal}) + (\vec{r}_{binormal} \times \vec{V}_{normal})] \vec{V}_{axial} d\vec{A} \quad (4.8)$$

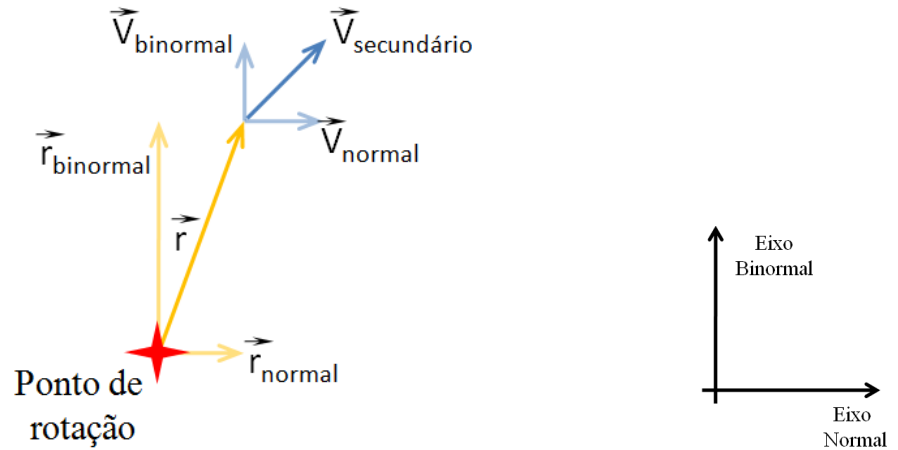


Figura 4.14 – Representação esquemática de um vetor $V_{\text{secundário}}$ decomposto nas direções normal e binormal

Após a adequação apresentada na Equação (4.8), é descrito na Equação (4.9) o cálculo do *swirl number* adaptado ao caso helicoidal. Uma análise das unidades referentes aos fluxos de momento angular ($m^2.kg.s^{-2}$) e linear ($m.kg.s^{-2}$) permite verificar que a razão entre eles gera uma grandeza dimensional (m); de forma a se obter um parâmetro adimensional, foi utilizado o parâmetro geométrico (a) na Equação (4.9), referente ao raio do tubo.

$$S_N = \frac{G_{\text{angular}}}{a \cdot G_{\text{linear}}} = \frac{\int_{SC} [(\vec{r}_{\text{normal}} \times \vec{V}_{\text{binormal}}) + (\vec{r}_{\text{binormal}} \times \vec{V}_{\text{normal}})] \vec{V}_{\text{axial}} d\vec{A}}{a \int_{SC} \vec{V}_{\text{axial}} \vec{V}_{\text{axial}} d\vec{A}} \quad (4.9)$$

A Equação (4.9) pode ser reescrita na forma discreta, aplicável à modelagem fluidodinâmica computacional, resultando na Equação (4.10), que foi utilizada para a obtenção do *swirl number* neste trabalho. Na Equação (4.10) o operador integral foi substituído pelo operador somatório, de forma a permitir representar a soma das contribuições referentes a cada elemento de área.

$$S_N = \frac{\sum_{i=1}^n [(\vec{r}_{\text{normal},i} \times \vec{V}_{\text{binormal},i}) + (\vec{r}_{\text{binormal},i} \times \vec{V}_{\text{normal},i})] \vec{V}_{\text{axial},i} \Delta \vec{A}_i}{a \sum_{i=1}^n \vec{V}_{\text{axial},i} \vec{V}_{\text{axial},i} \Delta \vec{A}_i} \quad (4.10)$$

No entanto, deve-se fazer ressalvas acerca da utilização do *swirl number*, principalmente no que se refere às características geométricas e hidrodinâmicas das unidades comumente avaliadas com o uso

deste parâmetro. Em tubos enrolados helicoidalmente não é verificada a formação de escoamentos em torno de um eixo de rotação lotado na posição central da seção transversal do escoamento, conforme descrito no item 3.2.5. Para FTHs atuando com baixos números de Reynolds são verificados dois grandes vórtices simétricos (ou quase simétricos), sendo possível verificar eixos de rotação fora do centro da seção transversal da unidade (Figura 4.15).

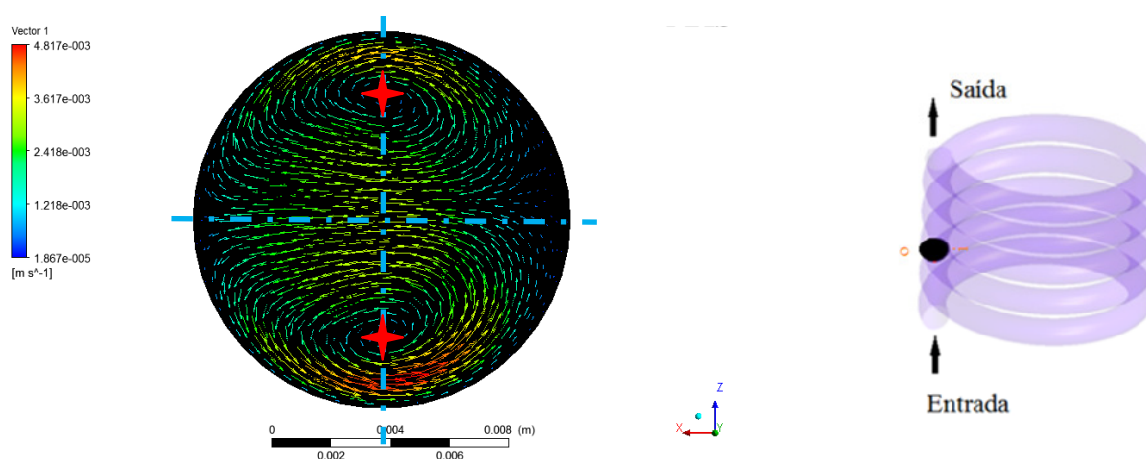


Figura 4.15 – Exemplo de perfil de escoamento secundário de um FTH, com marcação da linha de pseudo-simetria do perfil e localização dos pontos de rotação de cada hemisfério. Dados do reator: arranjo 7 e $Q = 0,3 \text{ L}\cdot\text{min}^{-1}$

Por este motivo, é proposta neste trabalho uma adequação na utilização do parâmetro S_N de forma a representar o fenômeno físico verificado de forma adequada e possibilitar sua utilização em unidades cujo ponto de rotação da massa líquida não esteja localizado no ponto central da seção transversal da unidade.

A adequação refere-se à transferência do eixo de rotação para os núcleos dos vórtices, garantindo assim a verificação mais aderente da contribuição do torque de cada elemento de fluido no movimento geral da massa líquida; desta forma, foi possível garantir que o deslocamento do eixo de rotação está sendo representado pelo parâmetro *swirl number*. Além disso, a formulação matemática referente ao cálculo do fluxo de momento angular se mostrou capaz de considerar as contribuições de todos os vórtices formados na seção transversal do escoamento, independente de sua quantidade, permitindo a utilização desta formulação no caso de assimetria nos perfis de escoamento secundário. Destaca-se que o valor de *swirl number* de uma unidade foi obtido com base em uma única seção representativa do escoamento, devido à característica axialmente invariante em FTHs, como descrito no item 4.5.3.

4.6.3 Energia Cinética Específica Média

Dada à característica variável do perfil de velocidade na linha de fluxo representativa da unidade (LFRU), foi necessária a proposição de uma métrica para representar, de forma global, a característica cinemática de elementos de fluido que se movimentam em uma linha de fluxo que compõe o escoamento em FTHs. A métrica proposta neste trabalho refere-se à energia cinética específica média ($\overline{E_{ce}}$), conforme mostrado na Equação (4.11) – a (em sua forma contínua) e na Equação (4.11) – b (em sua forma discreta, aplicável à MFC). Destaca-se que a metodologia proposta é baseada no comportamento quase periódico das linhas de fluxo, conforme demonstrado no Apêndice 1.

$$\begin{aligned} \overline{E_{ce}} &= \frac{1}{T} \int_0^T E_{ce} dt & \overline{E_{ce}} &= \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n E_{ce}^i \\ & \text{(a)} & & \text{(b)} \end{aligned} \tag{4.11}$$

Onde:

E_{ce} é a energia cinética por unidade de massa ($v^2/2$).

Em situações nas quais a utilização de parâmetros hidrodinâmicos adimensionais é necessária, foi utilizada a variante adimensional do parâmetro $\overline{E_{ce}}$, denominada E_{adm} - Equação (4.12), definida pela razão entre $\overline{E_{ce}}$ e o produto entre a vazão de escoamento (Q) e a viscosidade absoluta do fluido (μ).

$$E_{adm} = \frac{\overline{E_{ce}}}{\mu \cdot Q} \tag{4.12}$$

4.6.4 Vorticidade

A magnitude do parâmetro hidrodinâmico representativo da vorticidade foi obtida com base em características hidrodinâmicas oriundas de uma seção representativa do escoamento (devido à característica axialmente invariante dos FTHs) utilizando o valor *RMS* (*Root Mean Square*) dos valores discretos deste parâmetro - Equação (4.13). A escolha dessa metodologia de cálculo para a obtenção de um valor representativo da vorticidade foi realizada com base na metodologia proposta

por Camp e Stein (1943), que utilizou a função RMS para a obtenção do parâmetro representativo relativo ao gradiente de velocidade pontual (gradiente médio de velocidade).

$$W = \sqrt{\frac{w_1^2 + w_2^2 + \dots + w_n^2}{n}} \quad (4.13)$$

Onde:

W – Vorticidade obtida pelo valor quadrático médio dos valores pontuais de vorticidade no domínio avaliado.

n – Número de elementos discretos no domínio avaliado.

w_1, w_2, \dots, w_n – Vorticidade pontual no domínio avaliado.

Em situações nas quais a utilização de parâmetros hidrodinâmicos adimensionais é necessária, foi utilizada a variante adimensional do parâmetro W , denominada W_{adm} - Equação (4.14), definida pelo produto do parâmetro W e do tempo teórico de detenção da unidade (T).

$$W_{adm} = W \cdot T \quad (4.14)$$

4.6.5 Helicidade

Para a obtenção do parâmetro representativo da helicidade da unidade foi utilizada a Equação (4.15), adaptada da Equação (3.21), visando o cálculo da helicidade em uma seção representativa do escoamento; sua forma discreta é apresentada na Equação (4.16), aplicável à modelagem fluidodinâmica computacional.

$$H = \frac{1}{A} \int_A \vec{u} \cdot \vec{\omega} \cdot dA \quad (4.15)$$

$$H = \frac{1}{A} \sum_{i=0}^n \vec{u}_i \cdot \vec{\omega}_i \cdot \Delta A_i \quad (4.16)$$

Onde:

H – Helicidade representativa da unidade obtida por meio dos valores discretos de helicidade no domínio avaliado.

n – Número de elementos discretos no domínio avaliado.

A – Área da seção representativa do escoamento.

ΔA – Área obtida pela discretização do domínio avaliado.

Em situações nas quais a utilização de parâmetros hidrodinâmicos adimensionais é necessária, foi utilizada a variante adimensional do parâmetro H denominada H_{adm} - Equação (4.17), definida pelo produto do parâmetro H pela razão entre tempo teórico de detenção da unidade (T) e a velocidade média na seção de escoamento (v_m).

$$H_{adm} = H \cdot \frac{T}{v_m} \quad (4.17)$$

4.7 Metodologia de Análise de Dados

4.7.1 Obtenção dos Desvios Percentuais Absolutos Médio e Máximo

Para a obtenção dos desvios percentuais absolutos médio e máximo necessários ao longo desta tese foram utilizadas as Equações (4.18) e (4.19).

$$Desvio\ Médio = \frac{1}{n} \sum_{k=1}^n \left(\frac{|Valor\ Estimado_k - Valor\ Medido_k|}{Valor\ Medido_k} \right) * 100 \quad (4.18)$$

$$Desvio\ Máximo = \max \left(\frac{|Valor\ Estimado_k - Valor\ Medido_k|}{Valor\ Medido_k} \right) * 100, \forall k \leq n \quad (4.19)$$

4.7.2 Obtenção dos Modelos de Regressão Linear

Para a obtenção dos modelos de previsão de eficiência de remoção de turbidez foram realizadas análises de regressão linear múltipla com os parâmetros adimensionais descritos no Quadro 4.7. O *software* utilizado para esta análise foi o Excel[®].

<i>Parâmetro adimensional</i>	<i>Descrição</i>	<i>Característica</i>
Re	Número de Reynolds	Parâmetro hidráulico
Ca	Número de Camp	Parâmetro hidrodinâmico (modificado)
D/d	Razão entre diâmetro de enrolamento e diâmetro do tubo	Parâmetro geométrico
p/L	Razão entre o passo e o comprimento do reator	Parâmetro geométrico
S_N	<i>Swirl number</i>	Parâmetro hidrodinâmico
E_{adm}	Energia cinética específica média adimensional	Parâmetro hidrodinâmico
W_{adm}	Vorticidade adimensional	Parâmetro hidrodinâmico
H_{adm}	Helicidade adimensional	Parâmetro hidrodinâmico

Quadro 4.7 – Parâmetros adimensionais utilizados nas análises de regressão linear múltipla

Destaca-se que a característica do parâmetro número de Camp foi modificada neste trabalho, em comparação ao trabalho de Oliveira (2008), devido à formulação utilizada para a obtenção deste parâmetro. Em Oliveira (2008) o parâmetro gradiente médio de velocidade, precursor do número de Camp, foi obtido com base em características médias do escoamento (no caso, diferença de pressão nas seções de entrada e saída do reator); já neste trabalho o gradiente médio de velocidade foi obtido com base em características intrínsecas do escoamento – item 4.6.1.

4.7.3 Avaliação das Não Linearidades do Modelo de Regressão

Para a avaliação do modelo não linear foi utilizado o método dos mínimos quadrados, utilizando o *software* Matlab[®] aplicado às sete variáveis preditoras do modelo (Quadro 4.7). As funções matemáticas avaliadas no modelo não linear foram: exponencial, linear, logarítmica, quadrática e radical, sendo testados um total de 78.125 combinações (5 funções aplicadas a 7 variáveis = $5^7 = 78.125$ combinações). O modelo final obtido pela metodologia foi o que apresentou maior coeficiente de determinação (R^2).

4.7.4 Faixas de Trabalho dos Parâmetros Adimensionais Utilizados

As faixas de trabalho dos parâmetros adimensionais utilizados nos modelos linear e não linear propostos nesta pesquisa são apresentados na Tabela 4.10.

Tabela 4.10 – Faixas de trabalho dos parâmetros adimensionais utilizados nos modelos linear e não linear propostos nesta pesquisa

<i>Parâmetro adimensional</i>	<i>Valor Mínimo</i>	<i>Valor Máximo</i>
<i>Re</i>	$5,62 \cdot 10^2$	$1,25 \cdot 10^4$
<i>Ca</i>	$1,53 \cdot 10^3$	$5,61 \cdot 10^4$
<i>D/d</i>	$5,57 \cdot 10^0$	$3,33 \cdot 10^1$
<i>p/L</i>	$5,84 \cdot 10^{-5}$	$1,67 \cdot 10^{-3}$
<i>S_N</i>	$8,49 \cdot 10^{-3}$	$9,77 \cdot 10^{-2}$
<i>E_{adm}</i>	$1,70 \cdot 10^5$	$1,10 \cdot 10^7$
<i>W_{adm}</i>	$1,29 \cdot 10^3$	$4,60 \cdot 10^4$
<i>H_{adm}</i>	$2,13 \cdot 10^2$	$1,04 \cdot 10^4$

5. RESULTADOS E DISCUSSÃO

O presente capítulo foi dividido em duas seções, referentes ao objetivo específico I (seção 5.1) e ao objetivo específico II (seção 5.2).

Na seção 5.1 são apresentados os resultados referentes à caracterização do comportamento hidrodinâmico de flocladores tubulares helicoidais, com destaque para a obtenção do gradiente médio de velocidade pela via hidrodinâmica (item 5.1.1) e a proposição de outros parâmetros hidrodinâmicos representativos do escoamento em FTHs (item 5.1.2).

Já na seção 5.2, apresenta-se os resultados referentes ao aperfeiçoamento do modelo matemático de estimativa de eficiência de remoção de turbidez para FTHs proposto por Oliveira (2008), considerando: a substituição do gradiente médio de velocidade determinado, originalmente, por via hidráulica pelo gradiente obtido por meio de parâmetros hidrodinâmicos (item 5.2.1); a inserção de outros parâmetros hidrodinâmicos representativos do escoamento por meio de regressão linear múltipla (item 5.2.2) e por meio de regressão não linear múltipla (item 5.2.3). Ao final, é realizada uma comparação entre o modelo proposto neste trabalho e modelos comumente utilizados para inferir acerca da remoção de turbidez (item 5.2.4).

5.1 Caracterização Hidrodinâmica em Flocladores Tubulares Helicoidais (Objetivo Específico I)

5.1.1 Gradiente Médio de Velocidade

Como descrito no item 4.6.1, é proposta neste trabalho uma metodologia para a estimativa de G pela via hidrodinâmica com base nos valores discretos de gradiente de velocidade obtidos para uma seção representativa do reator (após o comprimento hidrodinâmico de entrada). Os valores de gradiente de velocidade variam consideravelmente em uma seção, como pode ser verificado no perfil apresentado na Figura 5.1.

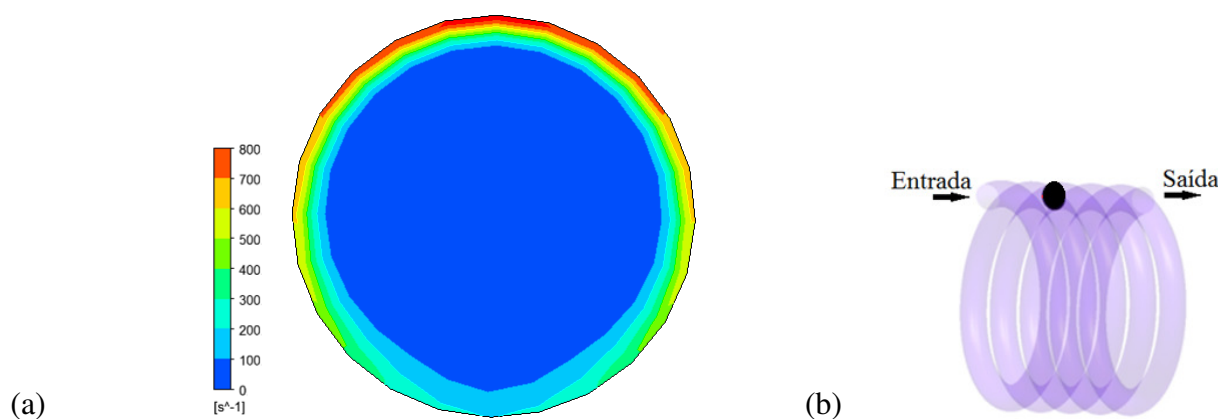


Figura 5.1 – (a) Perfil de gradiente de velocidade para uma seção transversal representativa de FTH. (b) Posição da seção no tubo helicoidal. Configuração avaliada: arranjo 1

Na região central do tubo são verificados os menores valores de gradiente de velocidade, enquanto que na parte externa do enrolamento do tubo helicoidal são verificados valores superiores a dez vezes os verificados na parte central da unidade, o que concorda com o trabalho de Galier *et al.* (2003). Essa característica revelou a necessidade de avaliação de métricas alternativas para a obtenção do gradiente médio de velocidade, como descrito no item 4.6.1. Após a definição da métrica para a obtenção de G pela via hidrodinâmica, os valores obtidos foram correlacionados com os valores obtidos pela via hidráulica, sendo então apresentados na Figura 5.2.

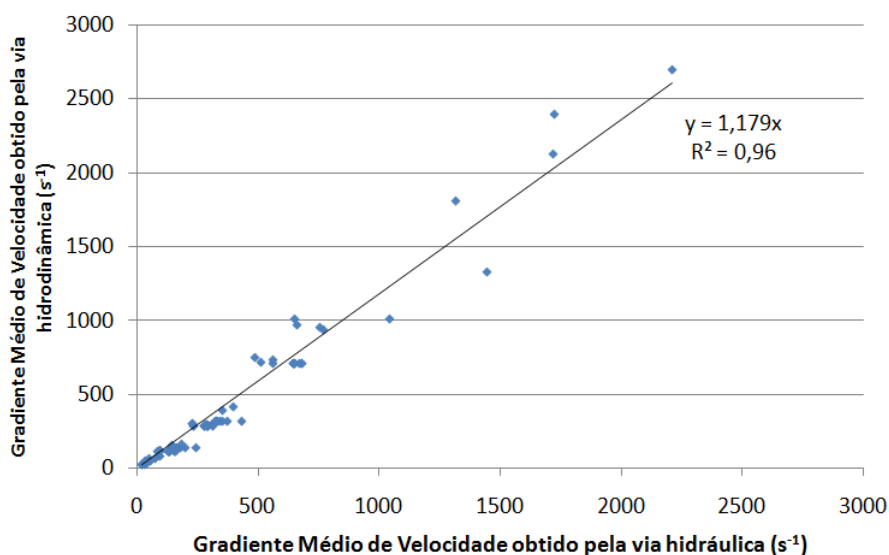


Figura 5.2 – Relação entre o gradiente médio de velocidade obtido pela via hidráulica e o obtido pela via hidrodinâmica para os 84 reatores avaliados neste trabalho

Por meio da Figura 5.2 é possível verificar que a metodologia proposta neste trabalho permite a obtenção de valores consideravelmente próximos aos obtidos pela via hidráulica, com coeficiente

de determinação de 0,96 e desvios médios e máximos iguais a 15,8% e 54,6%, respectivamente. Verifica-se uma leve tendência de superestimação dos valores obtidos pela via hidrodinâmica em relação aos valores obtidos pela via hidráulica, evidenciado pelo coeficiente angular da reta apresentada na Figura 5.2.

Dada a estreita relação verificada entre os valores de G obtidos pela via hidrodinâmica e pela via hidráulica, constata-se que a metodologia proposta consegue representar de forma satisfatória a física do processo, apresentando como principais vantagens: (1) o forte embasamento físico; (2) a possibilidade de obtenção de G sem a utilização de equações empíricas (restritas a pequenas faixas de utilização); e (3) a possibilidade de obtenção de G para diversas configurações sem a necessidade de construção de protótipos/modelos reduzidos e sem as dificuldades inerentes aos procedimentos experimentais. Inclusive, acerca desta última, a possibilidade de obtenção de dados de reatores diversos sem sua construção torna esta metodologia financeiramente vantajosa. No entanto, é importante destacar que resultados experimentais são necessários, por exemplo, para a calibração e validação de modelos. Desta forma, o processo de modelagem física não pode ser excluído em sua totalidade na análise do comportamento hidrodinâmico, mas pode ter o seu uso restrito a situações específicas devido às dificuldades de medição de parâmetros e ao alto custo envolvido em sua utilização.

Uma das principais dificuldades de medição de parâmetros verificada para a obtenção de G pela via hidráulica refere-se à obtenção da perda de carga em unidades de escoamento helicoidal de forma satisfatória, visto que a característica geométrica da unidade favorece o aparecimento de variações da geometria da seção transversal ao longo da unidade, principalmente em reatores com pequeno diâmetro de enrolamento, o que interfere nos valores de perda de carga e, conseqüentemente, nos valores de G .

Considerando as limitações inerentes ao G obtido pela via hidráulica e dado o forte embasamento físico referente ao G obtido pela via hidrodinâmica, serão utilizados nas seções seguintes os valores de G obtidos pela via hidrodinâmica. Tais valores são apresentados na Figura 5.3 (referente aos arranjos de 1 a 6) e na Figura 5.4 (referente aos arranjos de 7 a 12) para as 84 configurações avaliadas neste trabalho. Por simplificação, os resultados foram subdivididos em função dos arranjos definidos na seção 4.3 (Quadro 4.3).

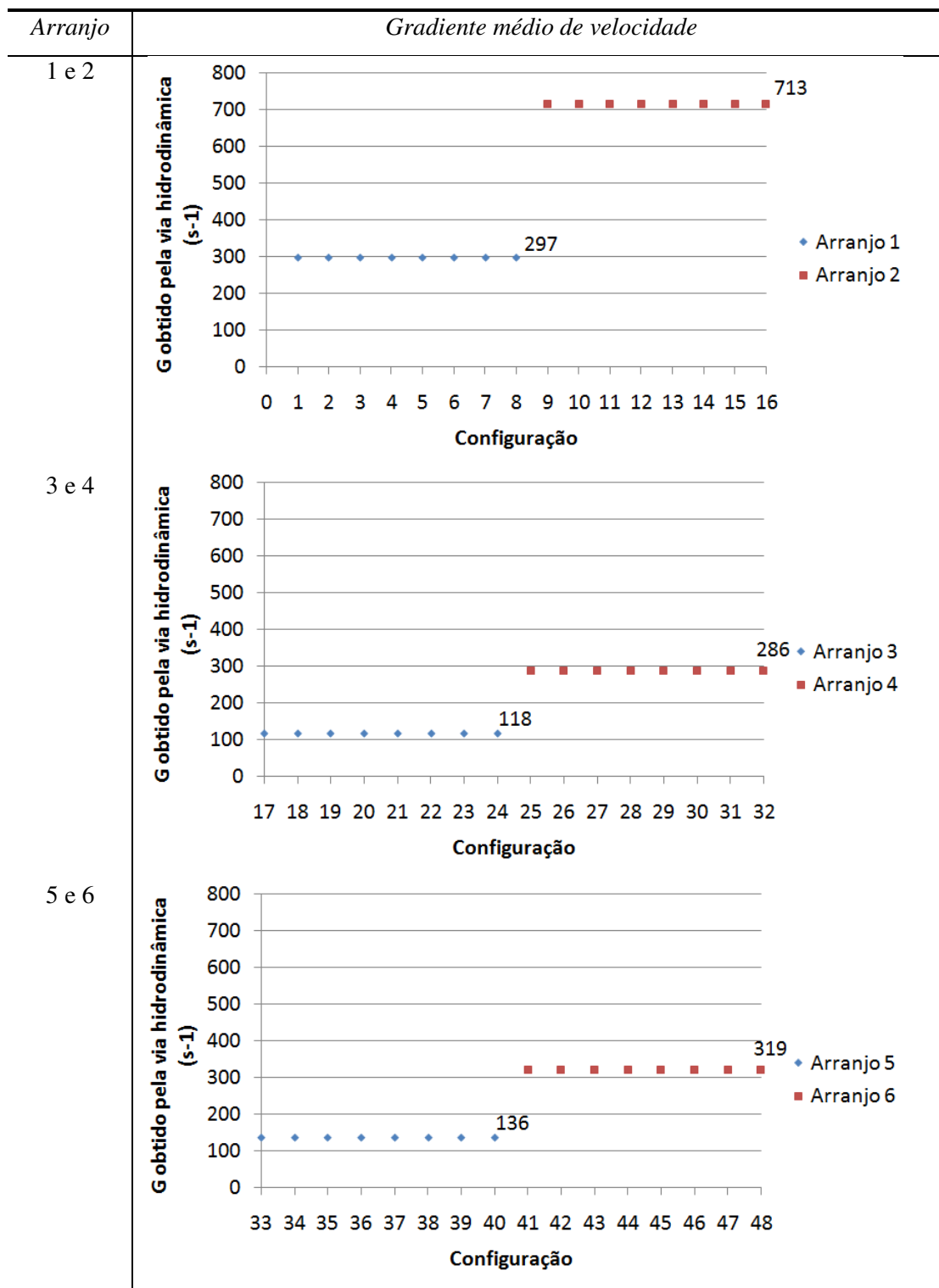


Figura 5.3 – Gradiente médio de velocidade para os arranjos de 1 a 6

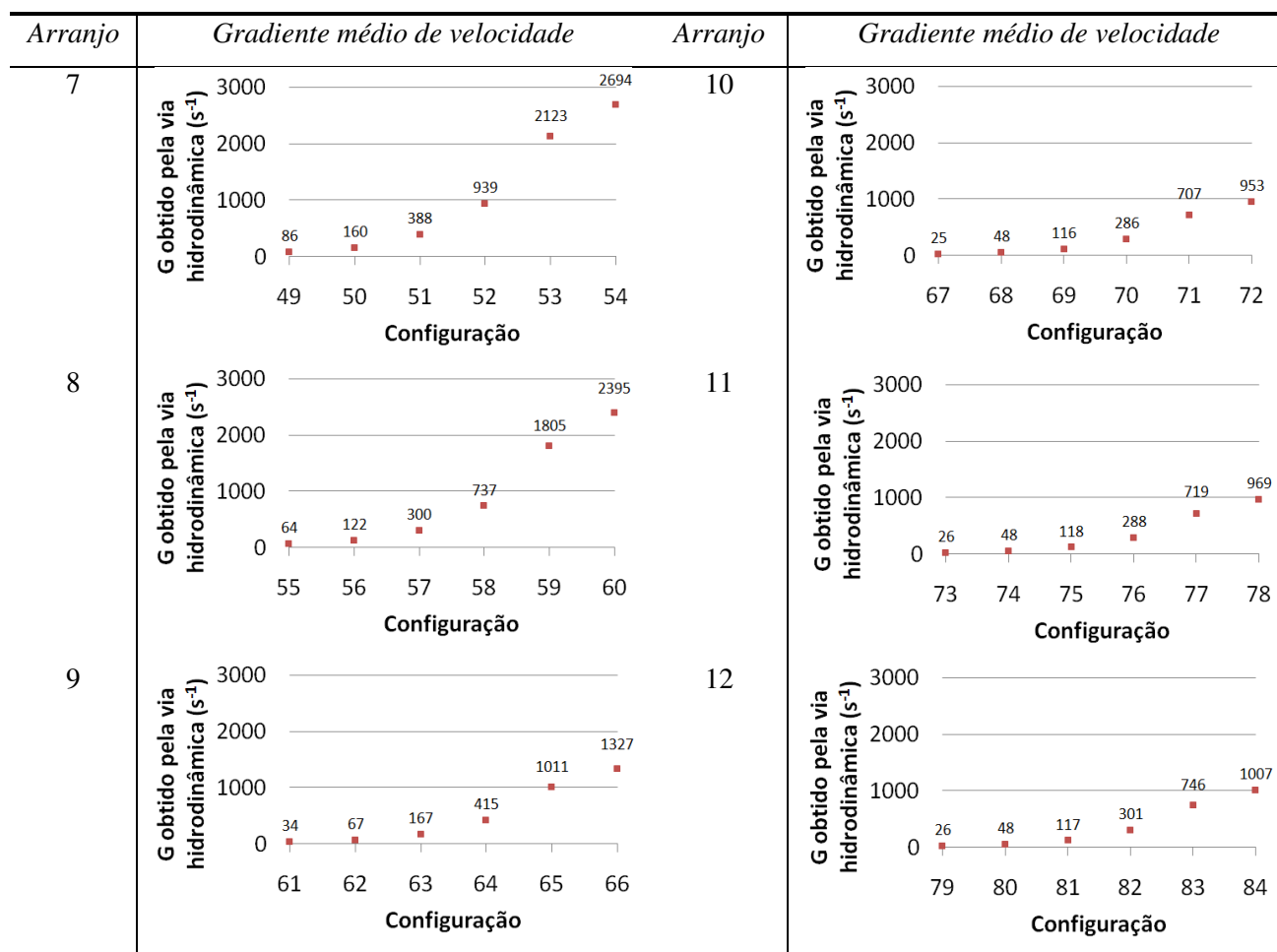


Figura 5.4 – Gradiente médio de velocidade para os arranjos de 7 a 12

Por meio da Figura 5.3 é possível verificar que, mantendo-se constante os parâmetros diâmetro de reator, diâmetro de enrolamento, passo e vazão de escoamento e alterando-se apenas o parâmetro comprimento do reator, os valores de G permanecem constantes. Já na Figura 5.4 verifica-se variações significativas nos valores de G , uma vez que a variável diferenciadora considerada é a vazão de escoamento (e conseqüentemente o número de Reynolds).

É possível verificar por meio da Figura 5.3 a influência do parâmetro geométrico diâmetro do reator (d) no gradiente médio de velocidade: como exemplo, citam-se os arranjos 2, 4 e 5, que possuem apenas d como variável diferenciadora e valores de gradiente médio de velocidade iguais a 713, 286 e 136 s^{-1} , respectivamente. Além deste, o parâmetro diâmetro de enrolamento (D) também influencia nos valores de G , como pode ser visto na Figura 5.4 (arranjos 7 e 8 e arranjos 9 e 10). Nestes casos, o aumento em D promove reduções nos valores de G calculados pela via hidrodinâmica, da mesma forma que a verificada para G calculado pela via hidráulica (SILVA, 2007; OLIVEIRA, 2008), dada a redução na perda de carga para estes casos. Também é possível

verificar que o parâmetro passo, variável diferenciadora entre os arranjos 10, 11 e 12 da Figura 5.4, pouco interfere nos valores de G , principalmente para os menores valores de Re ; como exemplo, os valores de G para as configurações 68, 74 e 80 são iguais (dentro da resolução de apresentação dos resultados), mesmo com os diferentes valores de passo utilizados. Destaca-se que os valores de passo testados neste trabalho são muito próximos, e que mais testes são necessários para a verificação desta característica.

Visando avaliar a característica da relação entre G e Q (representada de forma adimensional por Re), foi gerada a Figura 5.5, na qual é possível verificar uma forte tendência não linear na relação entre G e Re . A função não linear que produziu melhor coeficiente de determinação para os arranjos de 7 a 12 foi a função potência, com coeficientes de determinação próximos de 1 (Figura 5.5), indicando que a mesma é adequada para representar a relação entre G e Re , nas faixas de valores e condições simuladas neste estudo. Inclusive, utilizando em conjunto os dados dos 84 reatores, foi possível a obtenção de um modelo para a estimativa do valor de G em função de Re , com coeficiente de determinação igual a 0,85 e desvio médio de 33,0%, como mostrado na Figura 5.6.

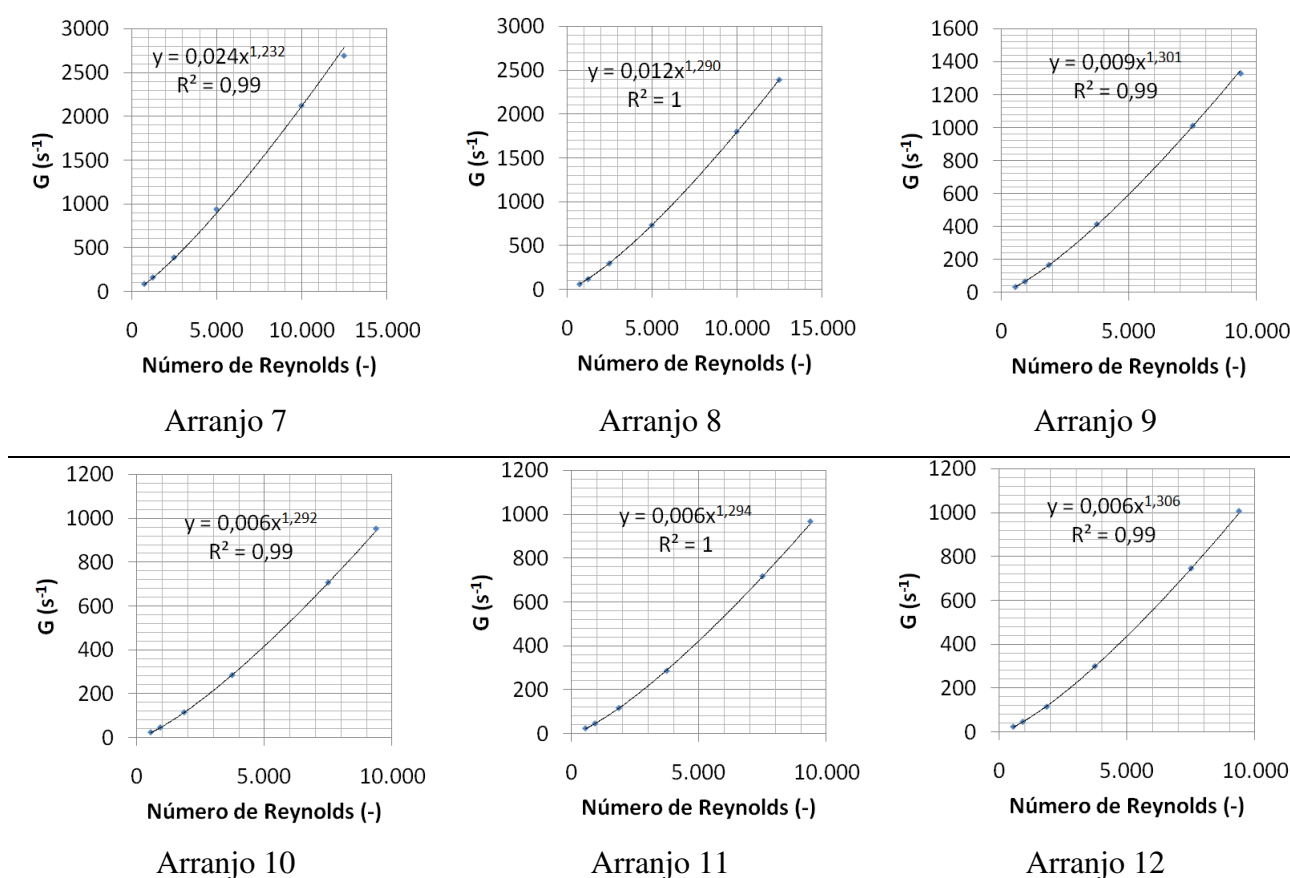


Figura 5.5 – Relação entre o gradiente médio de velocidade e a vazão de escoamento para os arranjos de 7 a 12

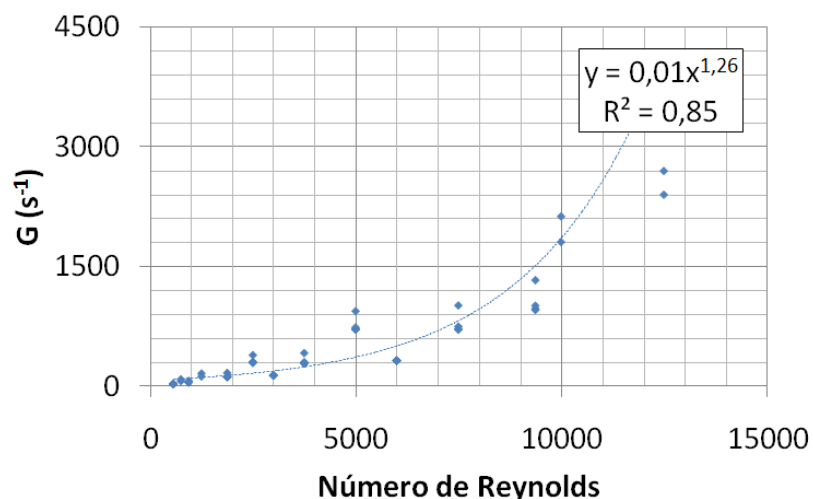


Figura 5.6 – Gradiente médio de velocidade em função do número de Reynolds para as 84 configurações avaliadas neste trabalho

Destaca-se que a utilização do modelo apresentado na Figura 5.6 é restrita à faixa de trabalho empregada nesta pesquisa, e deve ser aplicada apenas em casos de impossibilidade de obtenção de G por CFD, dados os elevados desvios verificados entre os valores obtidos por CFD e os estimados por meio do modelo da Figura 5.6, principalmente para elevados valores de Re .

Mesmo com as vantagens verificadas com a utilização de G obtido pela via hidrodinâmica, este parâmetro ainda apresenta algumas limitações na representação do escoamento em FTHs. Como exemplo, são apresentados na Figura 5.7 os perfis de velocidade axial e escoamento secundário de duas unidades com G similar: o reator 24 com vazão de alimentação de $2\text{L}\cdot\text{min}^{-1}$ ($G = 150\text{ s}^{-1}$) e o reator 25, com vazão de $0,5\text{ L}\cdot\text{min}^{-1}$ ($G = 147\text{ s}^{-1}$). Mesmo com a similaridade verificada nos valores de G , a variação na característica dos perfis (em magnitude e formato) de velocidade axial e escoamento secundário é perceptível, confirmando que G não é suficiente para descrever completamente a característica do escoamento em FTHs. Inclusive, as diferenças verificadas na magnitude devem-se principalmente aos diferentes números de Reynolds verificados (2.995 e 1.248, respectivamente) e à diferença na curvatura do tubo (diâmetro de enrolamento igual a 0,12 e 0,06, respectivamente). Com isso, verifica-se a necessidade de parâmetros complementares que consigam representar as características do escoamento em tubos helicoidalmente enrolados, que exercem influência sobre a floculação.

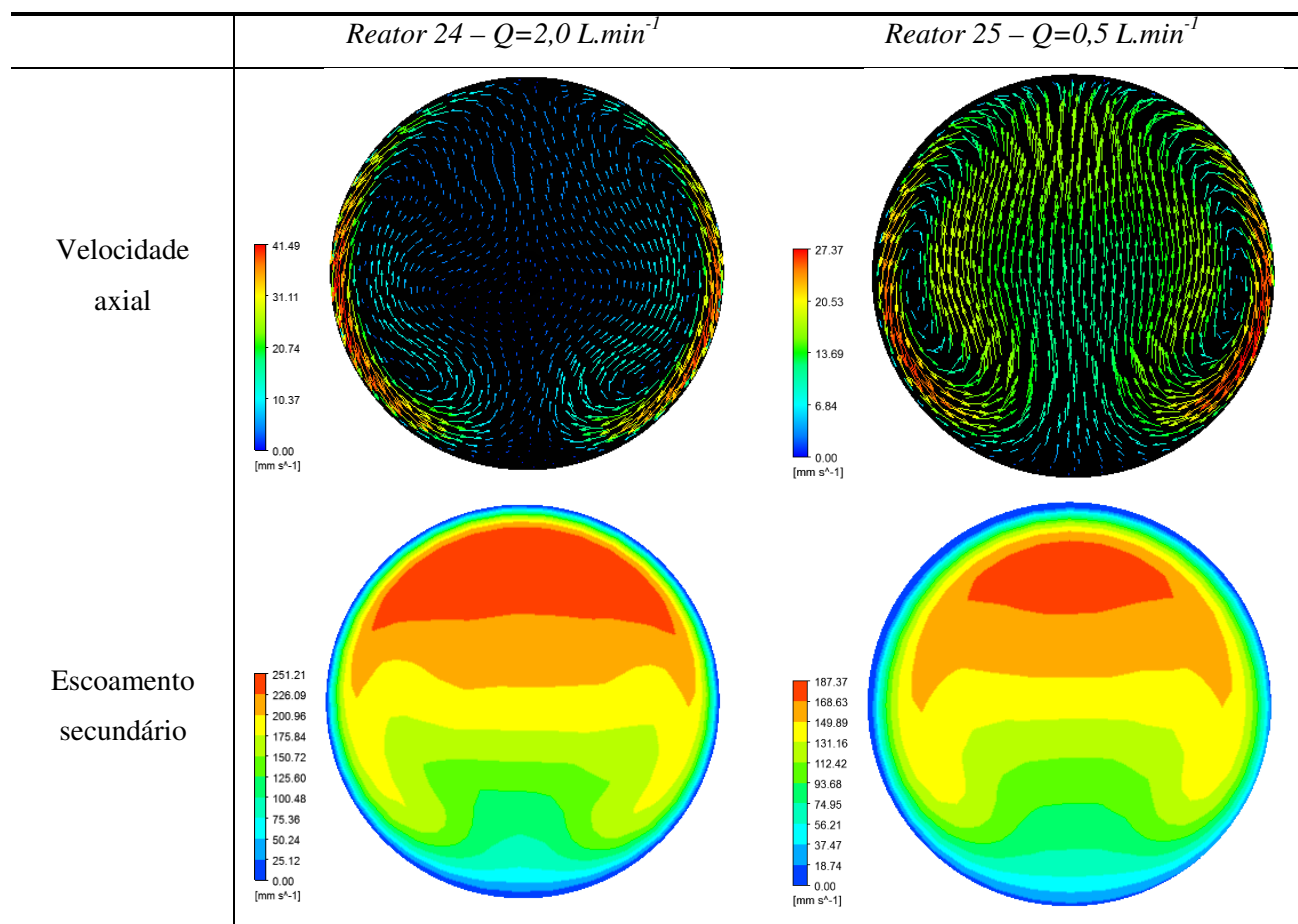


Figura 5.7 – Velocidade axial e escoamento secundário de reatores com valores similares de gradiente médio de velocidade. Unidades avaliadas: reator 24 – $Q=2,0 \text{ L.min}^{-1}$ e reator 25 – $Q=0,5 \text{ L.min}^{-1}$

5.1.2 Proposição de Outros Parâmetros Hidrodinâmicos Representativos do Escoamento em FTHs

Como visto no item 5.1.1, G não é suficiente para representar o comportamento hidrodinâmico em FTHs. Assim, apresenta-se nesta seção, a avaliação de outras características hidrodinâmicas neste tipo de unidade, visando à proposição de parâmetros hidrodinâmicos representativos do escoamento e de grande relevância à floculação.

5.1.2.1 Avaliação da Relação entre Escoamento Secundário e Velocidade Axial - Swirl Number

A Figura 5.8 apresenta os perfis de velocidade axial e escoamento secundário obtidos por meio da decomposição do campo de velocidades em um FTH. O perfil de velocidade axial é composto por uma distribuição radialmente assimétrica de valores, sendo verificadas regiões de maior velocidade (região A) próxima à parte externa do enrolamento do tubo helicoidal (Figura 5.8 - a). Já no perfil

de escoamento secundário nota-se uma bifurcação na massa líquida em direção à parte externa do enrolamento do reator, com a formação de um par de vórtices de recirculação girando em sentidos opostos (cujos centros dos vórtices são representados pelos pontos B e C – em azul) - Figura 5.8 - b. Destaca-se que a formação de um par de vórtices de recirculação refere-se a situações de baixo número de Reynolds e pequenos valores do parâmetro geométrico passo do helicóide, como descrito no item 3.2.3 da Revisão Bibliográfica.

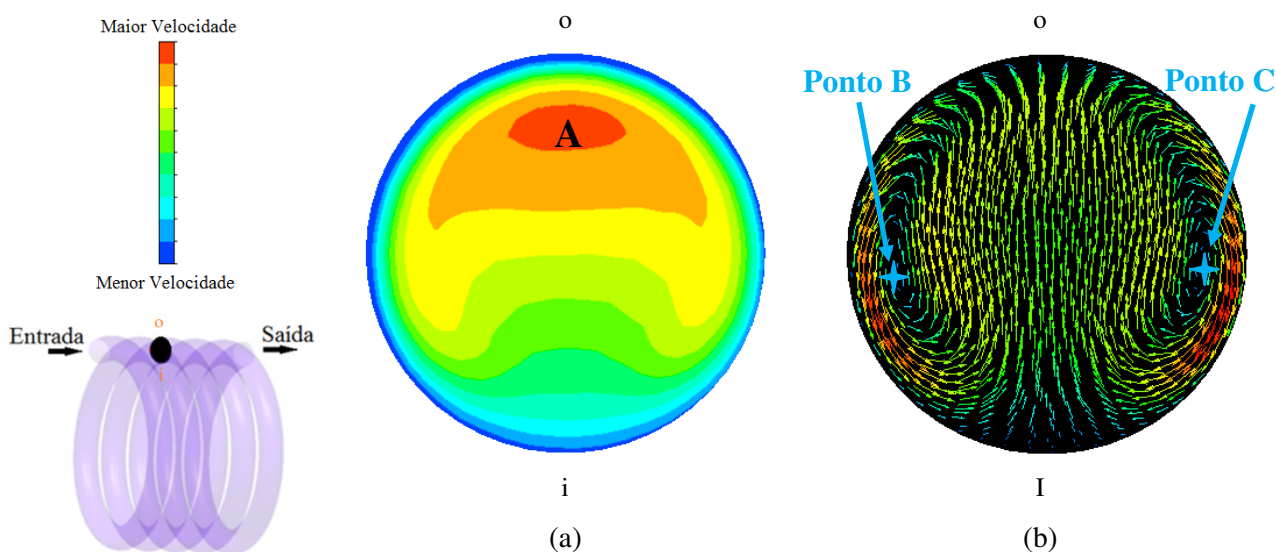


Figura 5.8 – Exemplo de perfil de (a) velocidade axial e de (b) escoamento secundário em FTH. Característica da unidade: arranjo 7 - $Q = 0,3 \text{ L}\cdot\text{min}^{-1}$. As denominações “i” e “o” referem-se à parte interna do enrolamento do reator e à parte externa do enrolamento do reator, respectivamente

As magnitudes do escoamento secundário e da velocidade axial são influenciadas por parâmetros hidráulicos e geométricos (item 3.2.3), dentre os quais se destaca a significativa influência da vazão de escoamento, e conseqüentemente, do número de Reynolds. Essa característica pode ser verificada na Figura 5.9, na qual são apresentados os perfis de velocidade axial, escoamento secundário e a razão entre tais valores para três vazões de alimentação em uma configuração estudada neste trabalho. Por simplificação, no exemplo apresentado na Figura 5.9, os valores de velocidade foram obtidos numa única linha de amostragem, na direção horizontal, passante pelo diâmetro do tubo. A análise da Figura 5.9 – c permite verificar que, proporcionalmente à magnitude do escoamento principal, o escoamento secundário se torna menos expressivo com o aumento da vazão de alimentação, evidenciado pela redução gradual dos valores pontuais da razão entre o escoamento secundário e a velocidade axial.

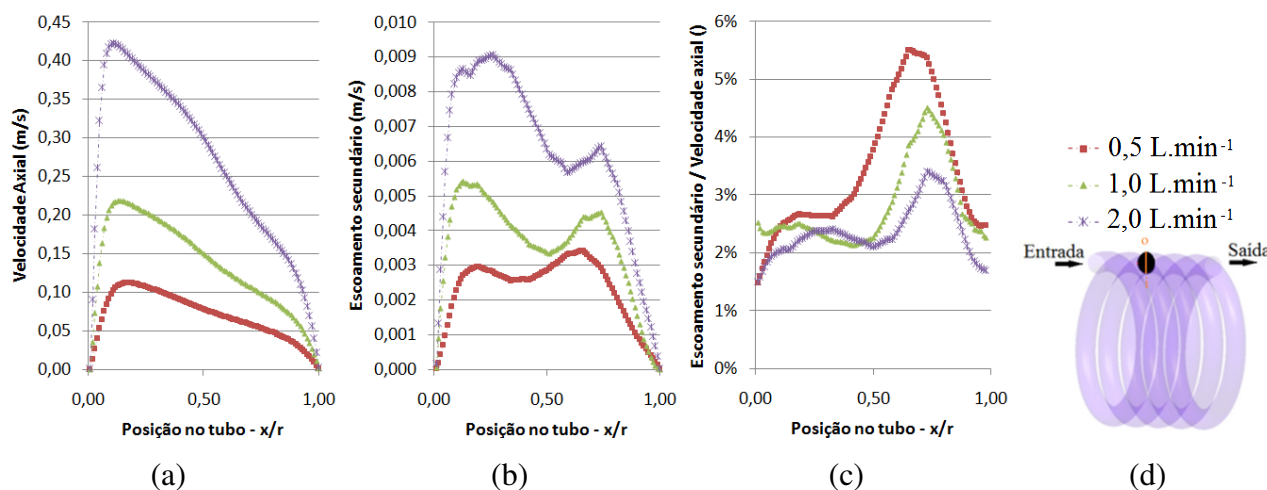


Figura 5.9 – (a) Perfil de velocidade axial; (b) perfil de escoamento secundário; (c) perfil da razão entre o escoamento secundário e a velocidade axial; e (d) vazões avaliadas e posição da linha de amostragem no tubo helicoidal. Configuração testada: arranjo 10 – $Q = 0,5; 1,0$ e $2,0 \text{ L.min}^{-1}$

Visando mensurar a magnitude do escoamento secundário com relação à velocidade axial foi proposto neste trabalho a utilização do parâmetro *swirl number*, adaptado ao caso helicoidal, como descrito no item 4.6.2. É evidente que as características do escoamento devem ser mantidas por um tempo de processo que permita a formação de flocos sem a expressiva desestabilização dos aglomerados previamente formados, de forma a garantir eficiências de remoção de turbidez satisfatórias. Com base nessas informações é apresentada a Figura 5.10, que relaciona a eficiência de remoção de turbidez e o tempo teórico de detenção de três arranjos de FTHs, operando numa mesma vazão de alimentação (2 L.min^{-1}). Tal análise permite inferir acerca do tempo de processo e do *swirl number* necessários para a obtenção de valores ótimos de eficiência de remoção de turbidez, sendo mantido constante o valor da vazão de alimentação. Destaca-se que os valores de *swirl number* são mantidos inalterados para reatores que compõem o mesmo arranjo.

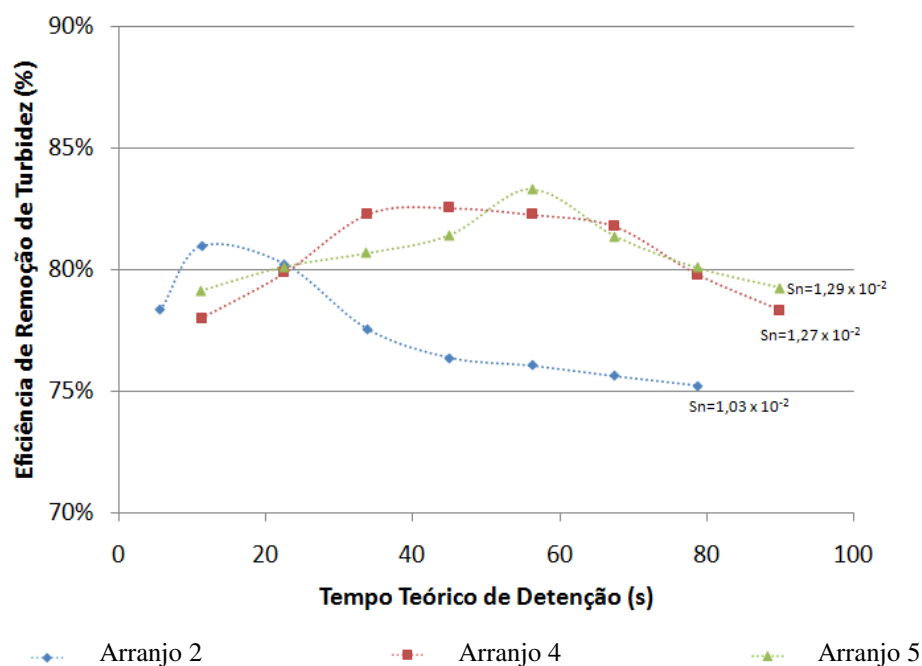


Figura 5.10 – Eficiência de remoção de turbidez em função do tempo teórico de detenção

Por meio da Figura 5.10 é possível verificar que são necessários menores valores de tempo teórico de detenção para atingir os valores máximos de eficiência de remoção de turbidez para arranjos com menores valores de S_N . Além disso, menores valores de eficiência de remoção de turbidez máxima foram atingidos pelos arranjos com menores valores de S_N . Esse resultado indica que é necessário um maior tempo de processo para que arranjos com maiores S_N atinjam sua eficiência máxima, mas esta eficiência máxima é maior do que as verificadas para arranjos com menores valores de S_N .

É importante destacar que a análise realizada por meio da Figura 5.10 não pode ser aplicada para outros arranjos, visto que os arranjos 1 e 3 possuem valores de eficiência de remoção de turbidez e valores de *swirl number* muito semelhantes e nos arranjos de 7 a 12 não foram avaliadas variações no tempo teórico de detenção. Já o arranjo 6 foi o único a ser avaliado com vazão de $4 \text{ L}\cdot\text{min}^{-1}$, não permitindo, assim, comparações. Desta forma, mesmo com o forte embasamento físico existente, é necessária uma análise complementar para confirmar os resultados obtidos.

Mesmo com a grande faixa de variação de eficiências de remoção de turbidez verificadas para o mesmo S_N (devido a variações no comprimento/tempo de processo das unidades), é possível verificar uma tendência de crescimento nos valores de eficiência de remoção de turbidez máxima com o aumento dos valores de S_N (Figura 5.11).

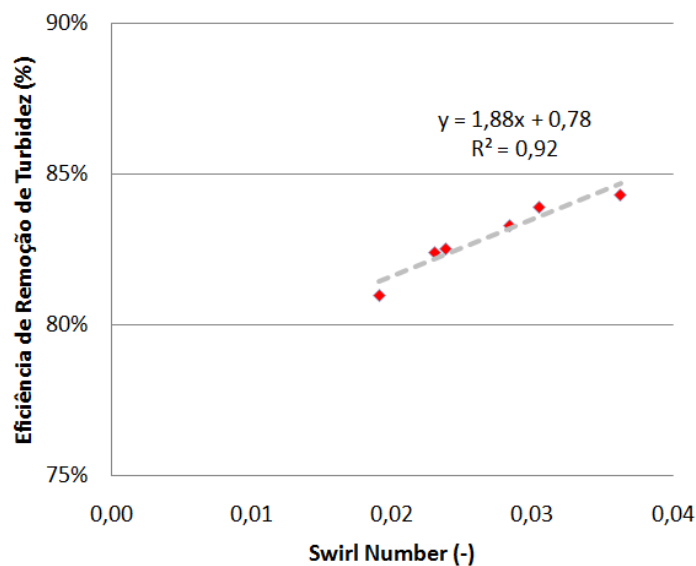
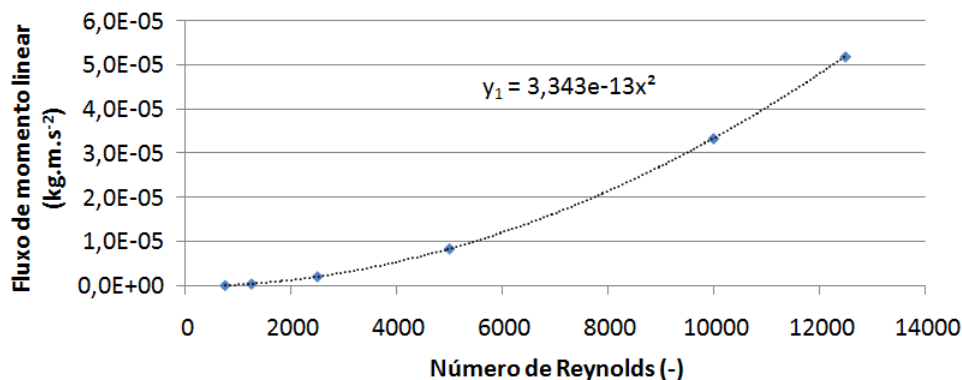


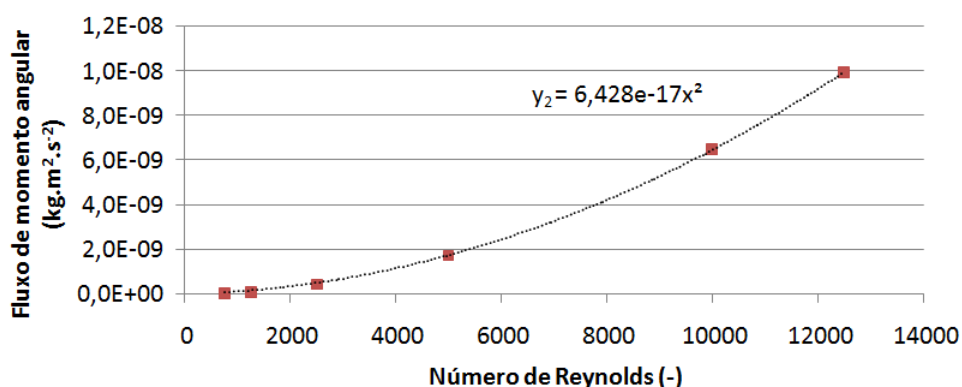
Figura 5.11 – Relação entre os valores máximos de eficiência de remoção de turbidez e o parâmetro *swirl number*

Os resultados referentes à Figura 5.11 indicam que, do ponto de vista físico, configurações com fluxo de momento angular mais representativo em relação ao fluxo de momento linear (e, conseqüentemente, com maiores valores de S_N) promovem melhores condições de interação entre partículas presentes na massa líquida e, conseqüentemente, maior formação de flocos sedimentáveis e maior eficiência de remoção de turbidez. Entretanto, deve-se avaliar com cautela o tempo de processo ao qual a massa líquida é submetida para obtenção da eficiência de remoção de turbidez, já que este parâmetro influencia na eficiência do processo, como evidenciado pelas variações de eficiência de remoção de turbidez verificadas na Figura 5.10.

Outro parâmetro interveniente no valor de S_N é o número de Reynolds, visto que alterações na vazão de alimentação influenciam diretamente nos fluxos de momento angular e linear, inerentes à determinação de S_N . Esta influência pode ser verificada por meio da Figura 5.12, na qual são apresentados os valores de fluxo de momento linear e angular em função de Re para um exemplo típico (arranjo 7), já que nos demais arranjos foi verificada tendência semelhante.



(a)



(b)

Figura 5.12 – Relação entre os fluxos de momento (a) linear e (b) angular em função do número de Reynolds.

Configuração estudada: arranjo 7

Por meio da Figura 5.12 é possível verificar a clara tendência de crescimento nos valores dos fluxos de momento angular e linear com o aumento do número de Reynolds, sendo essa tendência mais significativa para o fluxo de momento linear (relativo à velocidade axial) do que para o fluxo de momento angular (relativo ao escoamento secundário). Essa característica fica evidente quando se avalia a derivada primeira das funções quadráticas obtidas no ajuste: ambas são positivas e crescentes, com $y'_1 > y'_2 \forall x$.

Assim, o S_N pode ser utilizado como uma medida indireta da magnitude relativa do escoamento secundário com relação à velocidade axial. Nota-se que o aumento do número de Reynolds promove uma redução do S_N , à medida que o fluxo de momento angular torna-se menos expressivo com relação ao fluxo de momento linear, verificado pela tendência de decréscimo mostrado na Figura 5.13.

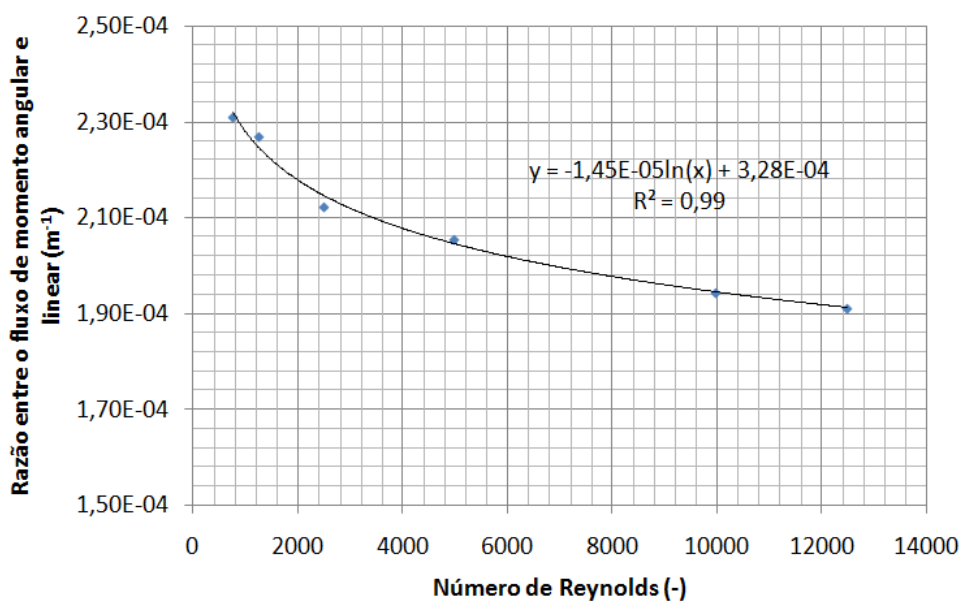


Figura 5.13 – Razão entre o fluxo de momento angular e linear em função do número de Reynolds. Configuração estudada: arranjo 7

Com base na Figura 5.12 é possível inferir sobre o comportamento da eficiência de remoção de turbidez com o aumento de Re : nas unidades com maiores Re são esperados menores valores de eficiências de remoção de turbidez devido à presença de fluxos de momento linear mais expressivos. Visando confirmar esta característica foi gerada a Figura 5.14, que relaciona os parâmetros eficiência de remoção de turbidez e S_N com o número de Reynolds, para os arranjos 7, 8, 9, 10, 11 e 12 avaliados neste trabalho.

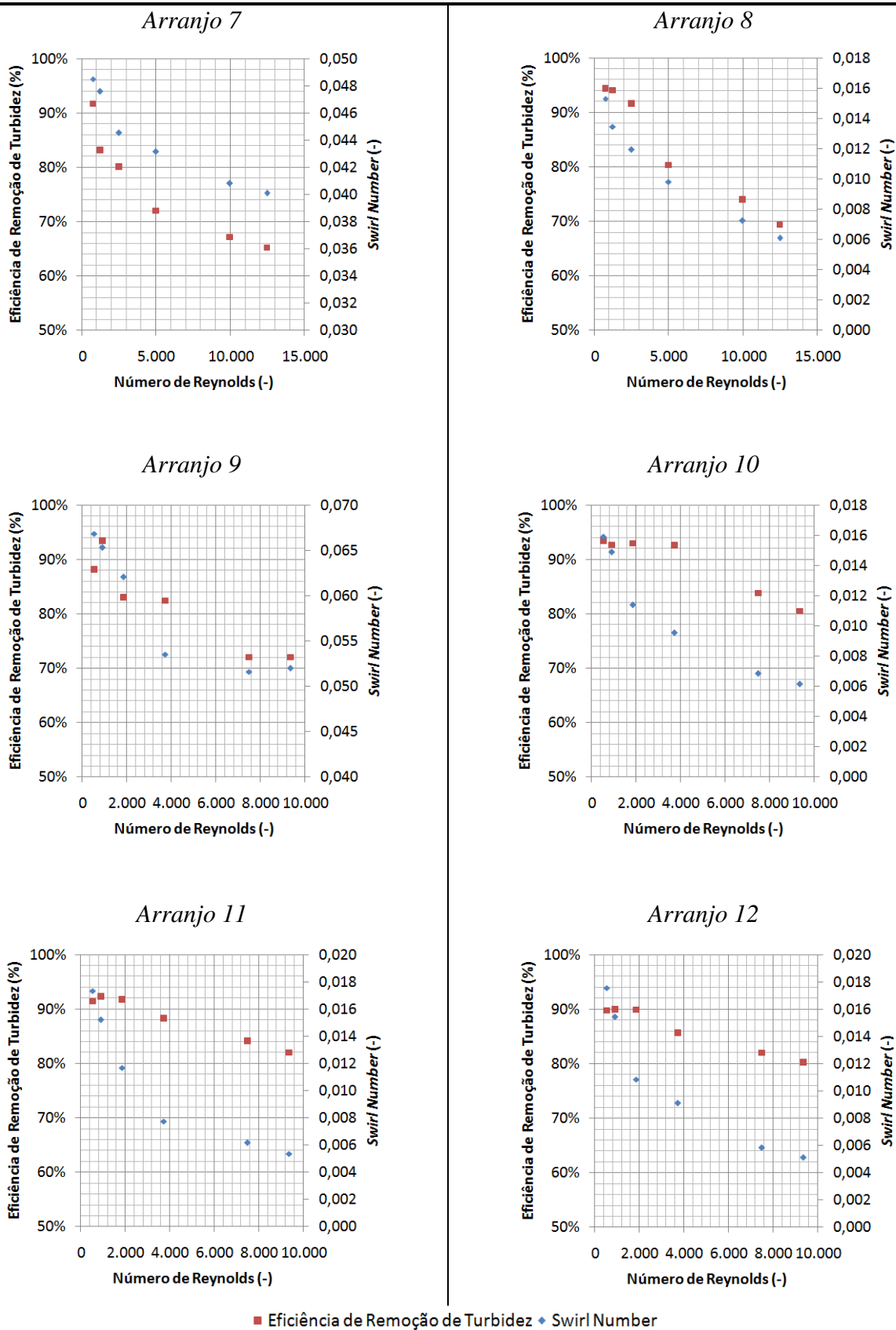


Figura 5.14 – Relação entre a eficiência de remoção de turbidez e o *swirl number* com o número de Reynolds. Configurações estudadas: 7, 8, 9, 10, 11 e 12

Por meio da Figura 5.14 é possível confirmar a tendência de decréscimo da eficiência de remoção de turbidez e do S_N com o aumento do número de Reynolds nos arranjos avaliados. Inclusive, as maiores eficiências de remoção de turbidez foram obtidas para as configurações com menores números de Reynolds e maiores valores de S_N , indicando que quanto mais expressivo o escoamento secundário com relação à velocidade axial (avaliado indiretamente pelos fluxos de momento angular e linear), melhores as condições para a floculação. Inclusive, este resultado reforça a vantagem na utilização de tubos helicoidalmente enrolados para a promoção da floculação em comparação a utilização de tubos retos, o que concorda com os resultados obtidos por Gregory (1981).

5.1.2.2 Avaliação das Características Cinemáticas dos Elementos de Fluido ao longo de Linhas de Fluxo - Energia Cinética Específica Média

Como descrito no item 3.2.5.2, as linhas de fluxo que compõem o escoamento em FTHs não são paralelas ao eixo central e aos contornos sólidos do tubo. Esta característica pode ser verificada na Figura 5.15, na qual é apresentada a vista superior de um FTH com a representação da formação de uma linha de fluxo oriunda do ponto central da seção de entrada da unidade.

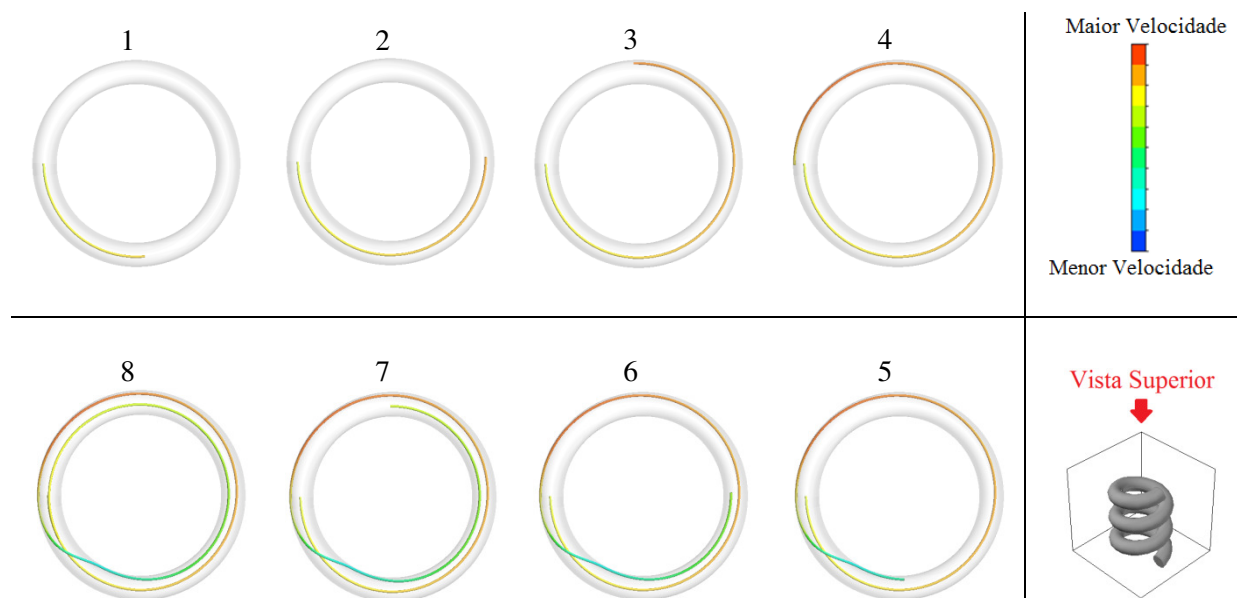


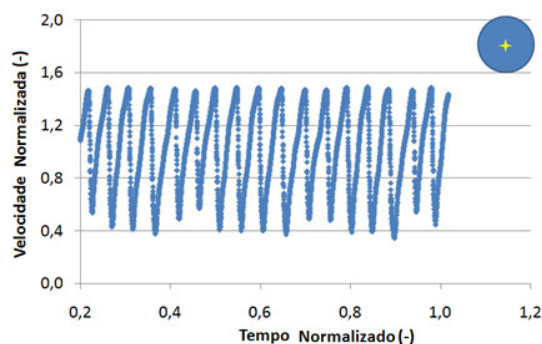
Figura 5.15 – Vista superior de um FTH com a representação da formação de uma linha de fluxo oriunda do ponto central da seção de entrada da unidade. Característica do reator: arranjo 6

Na sequência apresentada na Figura 5.15 é possível verificar situações distintas nas características da linha de fluxo: nas imagens 1, 2, 3 e 4 verifica-se uma suave mudança de direção na linha de fluxo e a passagem da cor da mesma de amarelo para vermelho, indicando uma maior aproximação

da linha de fluxo com a parte externa de enrolamento da unidade; na imagem 5 é possível verificar uma significativa mudança na direção da linha de fluxo e na magnitude da mesma, evidenciada pela alteração da posição da linha de fluxo e pela brusca mudança em sua coloração – isso ocorre devido à passagem da linha de fluxo numa região de expressivo escoamento secundário e baixa velocidade axial, fazendo com que a massa líquida tenha um significativo deslocamento na seção transversal; por fim, nas imagens 6, 7 e 8 é possível verificar novamente uma mudança suave na direção da linha de fluxo (na direção da parte externa de enrolamento da unidade) e na coloração da mesma, retornando a uma posição semelhante à verificada no início da trajetória (imagem 1). Destaca-se que a alternância na posição da linha de fluxo ao longo dos planos transversais ao escoamento, evidenciada pela Figura 5.15, concorda com o resultado experimental obtido por Eustice (1911), como descrito no item 3.2.5.2.

As constantes variações de direção ao longo das seções transversais dos FTHs revelam uma característica periódica nas linhas de fluxo neste tipo de unidade. Essa periodicidade está relacionada à constância nos valores de curvatura e torção da unidade, que promovem uma força centrífuga de mesma magnitude ao longo da unidade, direcionada sempre na direção radial e sentido externo ao enrolamento.

Para demonstrar tal característica do movimento do fluido, foi elaborada a Figura 5.16, na qual é apresentado o módulo do vetor velocidade (normalizado pela velocidade média na seção de escoamento) em função do tempo de deslocamento de um elemento de fluido ao longo da linha de fluxo (normalizado pelo tempo teórico de detenção da unidade) em 5 linhas de fluxo iniciadas em pontos distintos da seção transversal do escoamento, conforme indicado no canto superior direito de cada figura pelo sinal “+”.



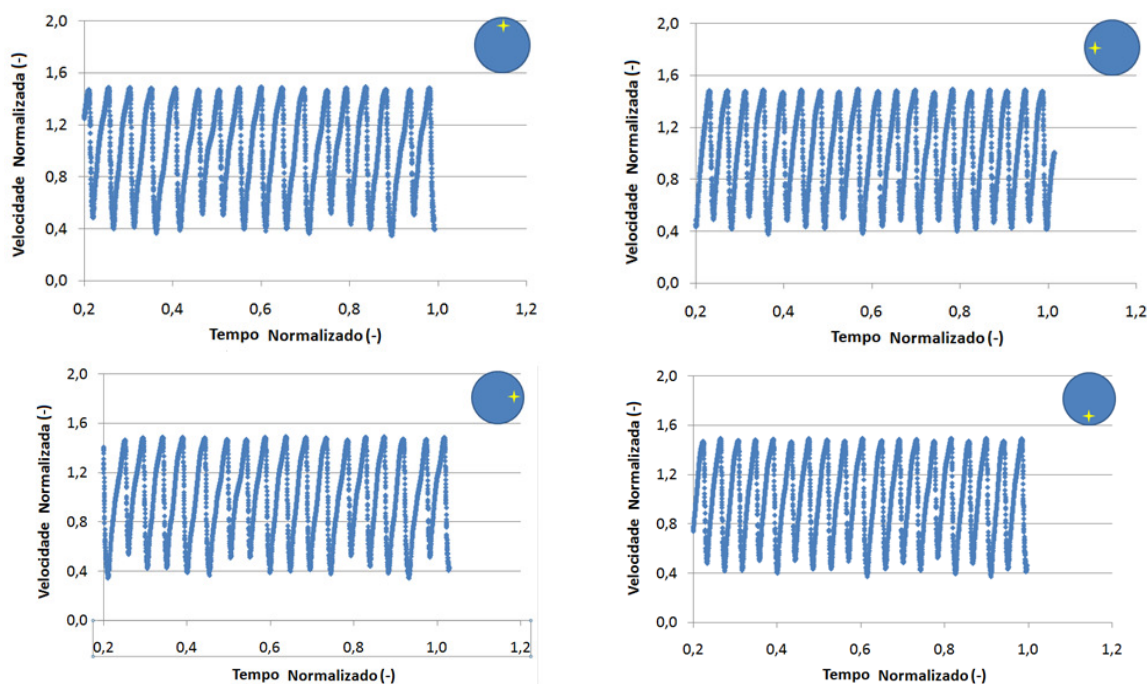


Figura 5.16 – Relação entre a velocidade normalizada e o tempo normalizado nas linhas de fluxo. As posições iniciais das linhas de fluxo são apresentadas no esquema gráfico localizado na parte superior direita dos gráficos

Por meio da Figura 5.16 é possível verificar a forte similaridade entre o comportamento das linhas de fluxo iniciadas em posições distintas da seção transversal, sendo verificada uma tendência de alinhamento dos valores máximos das funções, referentes aos valores máximos de velocidade, e um leve desalinhamento nos valores mínimos das funções, referente aos valores mínimos de velocidade nas linhas de fluxo. A variação verificada nos valores mínimos de velocidade se deve à característica da malha numérica nas regiões próximas aos contornos sólidos, que mesmo com os artifícios utilizados para refinar a malha nessa região, ainda não foi refinada o suficiente para que tais variações fossem eliminadas. Vale destacar que um teste complementar foi realizado para a verificação deste resultado com uma malha um pouco mais refinada (tamanho máximo do elemento de 0,658 mm) e as diferenças obtidas na parte inferior das funções foram reduzidas, confirmando a premissa de limitação de malha numérica; no entanto, o tempo computacional para este teste foi consideravelmente superior ao obtido com a malha previamente definida, o que torna computacionalmente inviável a utilização de tal malha.

Por meio da Figura 5.16 também é possível verificar uma característica quase periódica nas cinco linhas de fluxo apresentadas, com amplitude e períodos semelhantes (desvio médio igual a 3,9% e 2,7%, respectivamente, sendo que para a amplitude foram desconsiderados os *outliers* existentes devido à característica da malha numérica). Esse resultado indica que o conhecimento de apenas uma linha de fluxo é suficiente para inferir acerca das características das demais linhas de fluxo da

unidade. Com base nessas informações, foi definido neste trabalho o conceito de linha de fluxo representativa da unidade (LFRU), localizada no centro da seção de entrada do reator, partindo da coordenada (0,0,0), visando a representação das características hidrodinâmicas das linhas de fluxo de uma determinada unidade.

Destaca-se que as ações verificadas em tubos helicoidalmente enrolados são significativamente distintas das verificadas em tubos retos: os elementos de fluido que compõem o escoamento em tubos helicoidais são submetidos a diferentes gradientes de pressão ao longo do tempo, que levam a variações de velocidade expressivas, permitindo maior interação entre partículas. Esta característica não é verificada em tubos retos, nos quais a velocidade do elemento de fluido é mantida praticamente constante. Com o intuito de mensurar, de forma indireta, as ações sofridas por um elemento de fluido contido num tubo reto e num tubo helicoidalmente enrolado é apresentada a Figura 5.17, na qual são apresentados gráficos referentes aos gradientes de pressão e à velocidade de um elemento de fluido se movendo no interior das unidades, ambos partindo da posição central das mesmas.

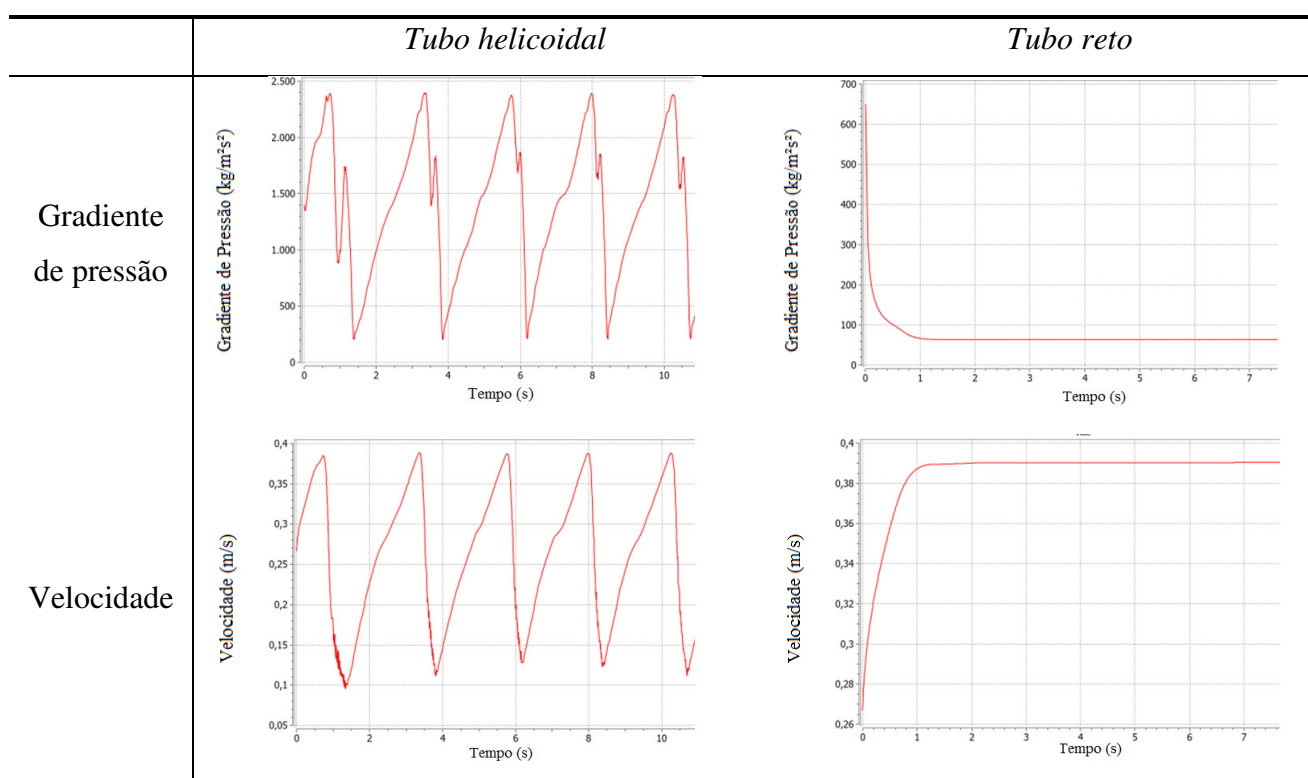


Figura 5.17 – Gradiente de pressão e velocidade atuantes num elemento de fluido que se movimenta numa linha de fluxo em um FTH e em um tubo reto. Configuração estudada: arranjo 7 e $Q = 0,5 \text{ L}\cdot\text{min}^{-1}$

Por meio da Figura 5.17 é possível inferir as diferentes ações sofridas pelos elementos de fluido que compõem a massa líquida ao longo do tempo: enquanto que num tubo reto é verificada constância nas características hidrodinâmicas, em um tubo enrolado helicoidalmente verifica-se variações expressivas na magnitude da velocidade e do gradiente de pressão. Este resultado indica que a interação entre partículas sólidas contidas nos elementos de fluido que compõem a massa líquida em FTHs é favorecida até o comprimento ótimo (comprimento no qual são verificadas as eficiências de remoção de turbidez máximas), promovendo maior quantidade de choques e formação de aglomerados. Assim, é possível relacionar o tempo de processo necessário para que uma determinada configuração de FTH atinja a eficiência de remoção de turbidez máxima considerando uma determinada energia cinética específica média, obtida com base nas características hidrodinâmicas da unidade. Utilizando o parâmetro energia cinética específica média na sua forma adimensional - Equação (4.12) - foi gerada a Figura 5.18, visando definir uma faixa de trabalho ótima para a eficiência de remoção de turbidez.

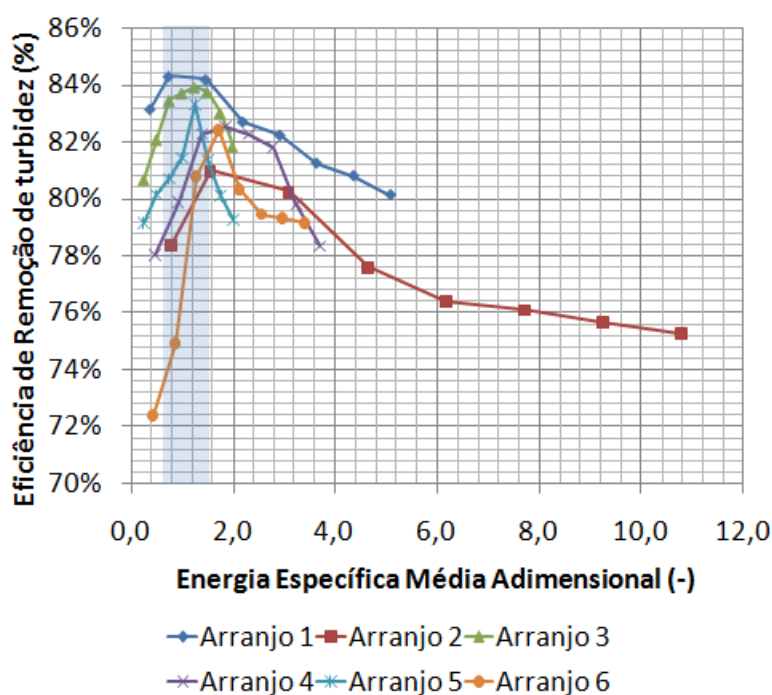


Figura 5.18 – Faixa de trabalho ótima para obtenção de eficiência de remoção de turbidez máxima em função da energia cinética específica média adimensional

Por meio da Figura 5.18 é possível verificar que, para todos os arranjos testados, os valores de eficiência de remoção de turbidez aumentam, num primeiro momento, atingem um valor máximo e em seguida decrescem com o aumento do comprimento do reator. Esse resultado indica que, para um determinado arranjo e para uma mesma condição de escoamento, existe uma região na qual a

qualidade do floco melhora, delimitando uma faixa ótima para a formação de flocos. Após esta região ocorre uma desestruturação dos flocos anteriormente formados, reduzindo a eficiência de remoção de turbidez.

É possível verificar ainda, para os seis arranjos testados, uma faixa relativamente estreita (em azul) referente aos valores máximos de eficiência de remoção de turbidez em função do parâmetro $\overline{E_{ce}}$; esta faixa varia entre 0,65 a 1,65. De forma quantitativa, obteve-se o valor percentual desta faixa com relação a todo o espectro de valores de $\overline{E_{ce}}$ dividindo-se o valor da faixa de trabalho relacionado à eficiência máxima verificada pelo espectro total de valores deste parâmetro, sendo obtido 9,6%. A estreita faixa de trabalho verificada sugere que a mesma pode ser utilizada como ferramenta auxiliar no aperfeiçoamento de unidade de floculação de alto desempenho.

Com o intuito de auxiliar na avaliação das faixas de eficiência de remoção de turbidez máxima em função das características periódicas (quase senoidais) de velocidade da LFRU, foram estabelecidas relações entre a quantidade de ciclos de variação de velocidade na LFRU e a eficiência de remoção de turbidez obtida ao longo do tempo de processo. A quantidade de ciclos necessários foi definida pela razão entre o tempo teórico de detenção da unidade avaliada (obtida em função do comprimento da mesma) e o tempo necessário para completar um ciclo de variação de velocidade. A relação entre a velocidade na LFRU e a eficiência do processo foi avaliada para os arranjos de 1 a 6. Como exemplo, são apresentados na Figura 5.19 os resultados obtidos para os arranjos 5 e 6. A apresentação dos resultados referentes aos demais reatores foi suprimida devido à dificuldade de apresentação gráfica dos mesmos, dada à elevada quantidade de voltas dos FTHs estudados.

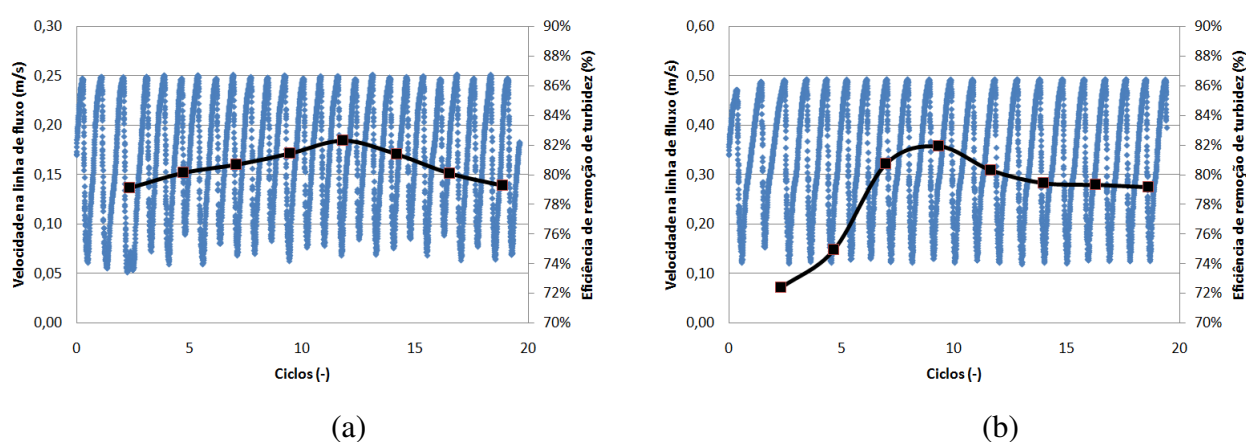


Figura 5.19 – Relação entre a velocidade na LFRU e a eficiência de remoção de turbidez com a quantidade de ciclos de variação de velocidade na LFRU. Configurações avaliadas: (a) arranjo 05 e (b) arranjo 06

Com base nos resultados obtidos para as configuração estudadas neste trabalho, verifica-se que a faixa ótima de trabalho (referente ao número de ciclos de variação de velocidade necessários para a obtenção das eficiências de remoção de turbidez máximas) está entre nove e 33 ciclos de variação de velocidade, como mostrado na Tabela 5.1.

Tabela 5.1 – Quantidade de ciclos de variação de velocidade para obtenção da eficiência de remoção de turbidez máxima e quantidade máxima de ciclos de variação de velocidade para as configurações estudadas

Arranjo	Quantidade de ciclos de variação de velocidade para obtenção da eficiência de remoção de turbidez máxima	Quantidade máxima de ciclos de variação de velocidade
01	17,8	105,6
02	10,2	105,6
03	33,4	52,8
04	21,0	52,8
05	14,3	19,6
06	9,2	19,6

A menor quantidade de ciclos de variação de velocidade foi verificada para as unidades com maior número de Reynolds e a maior quantidade de ciclos de variação de velocidade foi verificada para os menores valores de números de Reynolds, como mostrado na Figura 5.20, na qual é possível verificar a tendência de redução na quantidade de ciclos de variação de velocidade com o aumento do número de Reynolds.

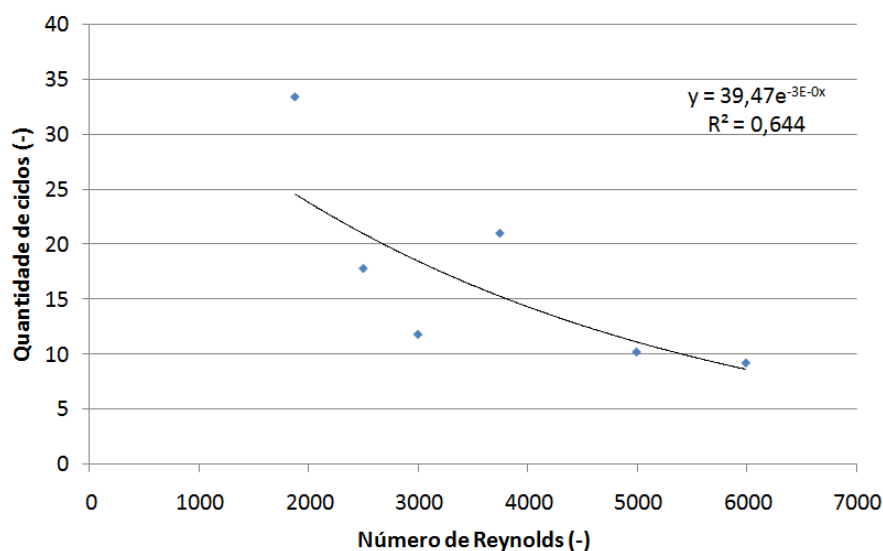


Figura 5.20 – Relação entre o número de Reynolds e a quantidade de ciclos de variação de velocidade relativos à eficiência de remoção de turbidez máxima

Esse resultado é de grande importância para o projeto racional de FTHs, pois a quantidade de ciclos de variação de velocidade pode ser facilmente obtida por meio de modelagem fluidodinâmica computacional, o que pode auxiliar na definição das características geométricas da unidade, tais como comprimento da unidade e volume do reator. Com isso, o uso da quantidade de ciclos de variação de velocidade como parâmetro auxiliar no projeto de unidades de floculação de enrolamento helicoidal se mostra promissor, possibilitando o aperfeiçoamento das unidades, seja pela redução do tempo de processo e/ou pelo acréscimo das eficiências de remoção de turbidez. Entretanto, destaca-se que a função mostrada na Figura 5.20 foi obtida a partir de apenas seis pontos; assim, sua utilização como parâmetro auxiliar de projeto demanda maior representatividade estatística.

Destaca-se que, de modo semelhante ao verificado com o parâmetro *swirl number*, o aumento do parâmetro energia cinética específica média numa determinada unidade devido ao aumento da vazão (e conseqüentemente do número de Reynolds) faz com que a eficiência de remoção de turbidez seja reduzida, como mostrado na Figura 5.21. Nessa figura são apresentados os resultados de eficiência de remoção de turbidez em função da energia cinética específica média para as vazões de 0,3/0,5/1,0/2,0/4,0/5,0 L.min⁻¹ para os arranjos 07 e 08; destaca-se que para os demais arranjos foram verificadas características semelhantes.

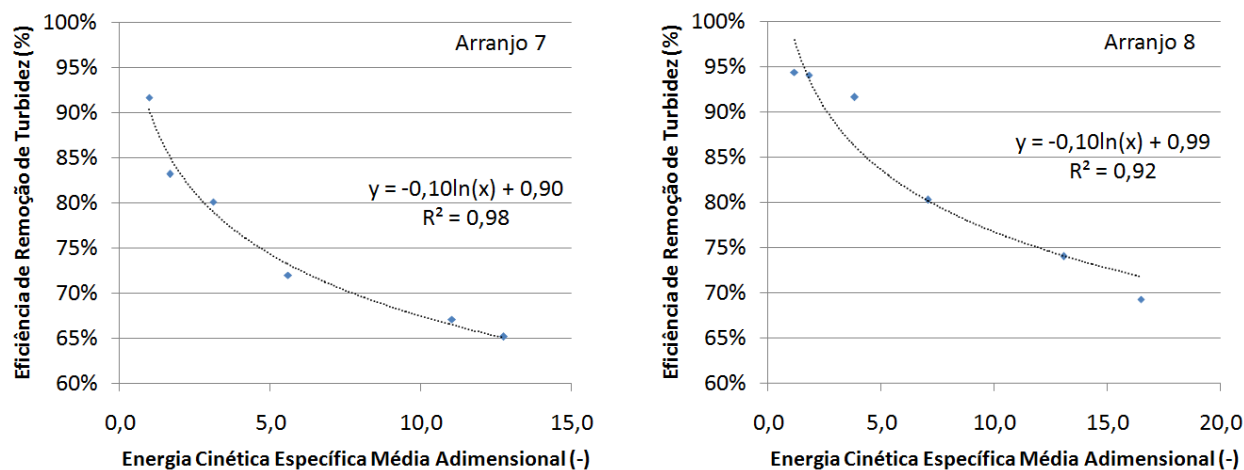


Figura 5.21 – Eficiência de remoção de turbidez em função de energia cinética específica média da linha de fluxo característica da unidade para os arranjos 07 e 08

O resultado apresentado na Figura 5.21 confirma a necessidade de avaliação da energia cinética específica média a ser imposta na massa líquida, visando a não desestabilização dos flocos

previamente formados, o que leva a reduções na eficiência de remoção de turbidez das unidades de floculação avaliadas.

5.1.2.3 Avaliação da Característica Local de Rotação dos Elementos de Fluido - Vorticidade

A utilização do parâmetro vorticidade para a caracterização do comportamento hidrodinâmico de unidades cuja característica rotacional é relevante se mostra uma importante métrica, principalmente, na sua forma adimensional (W_{adm}), relacionado ao tempo de processo, como descrito no item 3.2.5.3. Inclusive, verifica-se uma estreita relação entre os parâmetros adimensionais W_{adm} e o número de Camp (Ca): o primeiro é obtido pelo produto entre a vorticidade e o tempo de processo e o segundo é dado pelo produto entre o gradiente médio de velocidade e o tempo de processo, sendo este último comumente utilizado na avaliação de unidades de floculação – Equações (4.14) e (3.9). Visando comparar essas duas métricas adimensionais para o uso em FTHs foi gerada a Figura 5.22, obtida com base nos resultados dos arranjos de 1 a 6.

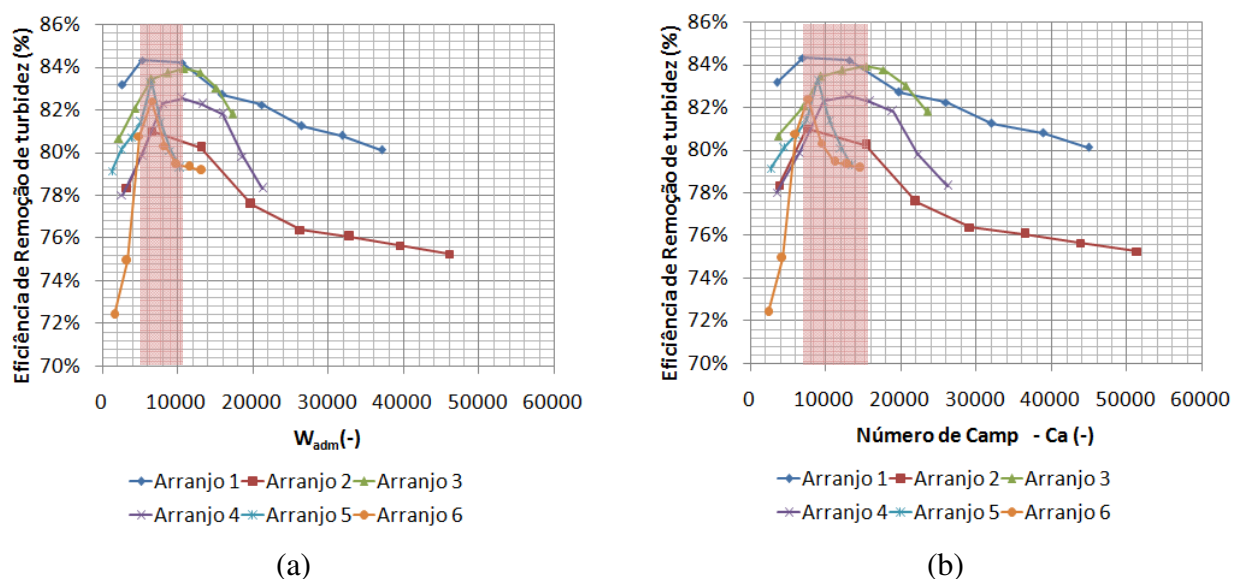


Figura 5.22 – Comparação entre o parâmetro W_{adm} e Ca . Configurações avaliadas: arranjos 01 a 06

Por meio da Figura 5.22 é possível verificar que, para um determinado arranjo e para uma mesma condição de escoamento, existe uma faixa de W_{adm} ótima para a formação de flocos. Para os seis arranjos testados foi verificada uma faixa relativamente estreita (em rosa) referente aos valores máximos de eficiência de remoção de turbidez em função do parâmetro W_{adm} . Esta faixa varia entre 5.300 a 10.800 (para o número de Camp essa faixa varia entre 7.000 a 15.300). Obteve-se o valor percentual desta faixa com relação a todo o espectro de valores de W_{adm} obtido para os seis

arranjos avaliados dividindo-se o valor da faixa de trabalho relacionado à eficiência máxima verificada pelo espectro total de valores deste parâmetro, sendo obtido 12,3% (para o número de Camp o valor percentual é de 17,1 %). A redução da faixa de trabalho relacionada à eficiência máxima obtida com o uso de W_{adm} sugere que este parâmetro é mais indicado para o aperfeiçoamento de unidade de floculação, quando comparado com a métrica comumente utilizada (Ca), por ser mais restritivo.

Além disso, é possível verificar que, para a mesma configuração de reator atuando em vazões de alimentação distintas, os valores de W_{adm} necessários para a obtenção da eficiência de remoção de turbidez máxima foram semelhantes, com desvios percentuais absolutos inferiores a 6,0% nos casos avaliados, como mostrado na Tabela 5.2.

Tabela 5.2 – W_{adm} necessário para a obtenção da eficiência de remoção de turbidez máxima

<i>Configuração</i>	<i>Vazão</i>	<i>W_{adm} necessário para a obtenção da eficiência de remoção de turbidez máxima</i>	<i>Desvio percentual absoluto</i>
d=3/8"	1L.min ⁻¹	5,3 x 10 ³	5,7 %
	2L.min ⁻¹	5,6 x 10 ³	
d=1/2"	1L.min ⁻¹	10,8 x 10 ³	1,9 %
	2L.min ⁻¹	10,6 x 10 ³	
d=5/8"	2L.min ⁻¹	6,5 x 10 ³	1,5 %
	4L.min ⁻¹	6,6 x 10 ³	

Este resultado mostra que, para uma mesma configuração de reator, o tempo teórico de detenção e o parâmetro vorticidade são inversamente proporcionais: maiores valores de vorticidade fazem com que seja necessário um menor tempo de processo para atingir a eficiência de remoção de turbidez máxima; da mesma forma, menores valores de vorticidade faz com que sejam necessários maiores tempos de processo para a obtenção da eficiência de remoção de turbidez máxima. Destaca-se que os valores de eficiência de remoção de turbidez máxima obtidos são diferentes para valores distintos de vazão.

5.1.2.4 Avaliação da Relação entre as Características Locais de Rotação e Translação dos Elementos de Fluido - Helicidade

Visando avaliar conjuntamente características rotacionais e translacionais dos elementos de fluido que compõem o escoamento em FTHs é proposta neste trabalho a utilização do parâmetro

helicidade. A característica do perfil do parâmetro helicidade é apresentada na Figura 5.23, em conjunto com o perfil de escoamento secundário para o arranjo 1 avaliado neste trabalho.

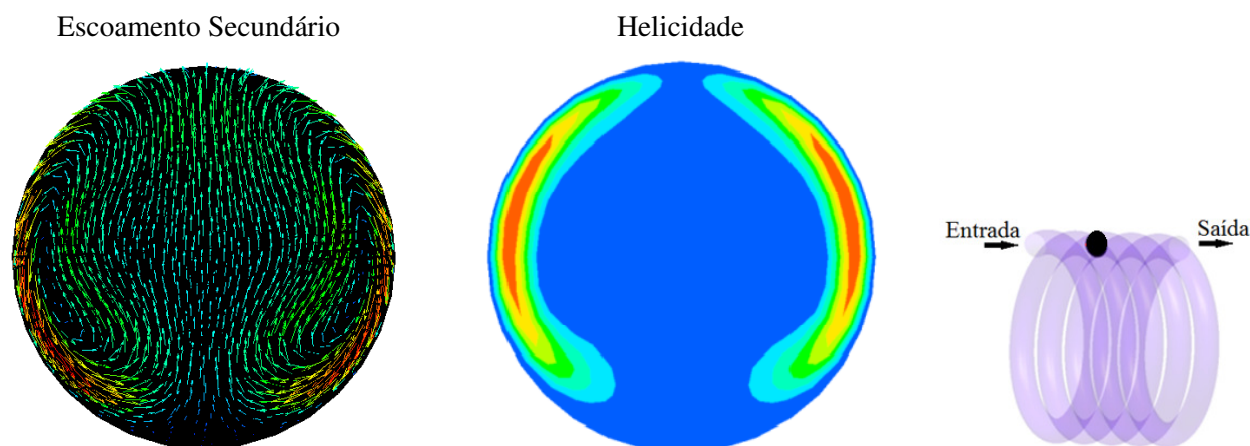


Figura 5.23 – Perfis de escoamento secundário e de helicidade. Reator avaliado: arranjo 1

Por meio da Figura 5.23 é possível verificar que o parâmetro helicidade consegue reproduzir de forma satisfatória a característica verificada na seção transversal do escoamento: uma região central com valores de menor magnitude e dois grandes vórtices, com expressivos valores próximos às paredes, nas quais o fluxo é dividido. A relação observada entre os perfis de escoamento secundário e do parâmetro hidrodinâmico helicidade revela uma estreita afinidade entre eles. Com isso, sugere-se neste trabalho o uso do parâmetro helicidade como uma métrica da característica do escoamento secundário, dada a semelhança entre estes perfis.

Mesmo com a verificação de que o parâmetro helicidade, na sua forma pontual, representa satisfatoriamente a característica do escoamento secundário em FTHs, é importante comparar a utilização deste parâmetro, na sua forma global (H ou H_{adm}), com o parâmetro comumente utilizado para mensurar o escoamento secundário – o número de Dean (item 3.2.1). A primeira vantagem de utilização do parâmetro global helicidade como métrica para o escoamento secundário deve-se ao forte embasamento físico verificado na formulação deste parâmetro. A utilização de informações hidrodinâmicas para sua obtenção torna o parâmetro helicidade mais apurado do que o parâmetro número de Dean, cuja formulação é composta apenas de parâmetros geométricos e hidráulicos (número de Reynolds e a curvatura da unidade). Além disso, o número de Dean não considera o passo do helicóide, sendo este um parâmetro de grande importância para tubos helicoidalmente enrolados (item 3.2.3). Já com o uso do parâmetro helicidade o passo do helicóide é considerado, visto que este parâmetro influencia nas características hidrodinâmicas locais de cada

elemento discreto que compõe o domínio de estudo, sendo então computados quando calculado o parâmetro helicidade na sua forma global.

Outra limitação do uso do parâmetro número de Dean refere-se à verificação de que situações com características hidráulicas e geométricas distintas (e consequentemente escoamentos secundários distintos) podem apresentar o mesmo valor para este parâmetro, dada à relação inversamente proporcional entre o número de Reynolds e a raiz quadrada da curvatura – Equação (3.11). Como exemplo, são apresentados na Figura 5.24 dados de duas configurações de FTHs (arranjos 7 e 12) com números de Dean bastante próximos (variação de 3,1%) e características hidráulicas (Re) e geométricas (D/d) bastante distintas, que levam a características hidrodinâmicas distintas e, consequentemente, a valores de H e a perfis de escoamento secundário distintos (variação de 22,4% entre os valores de H).

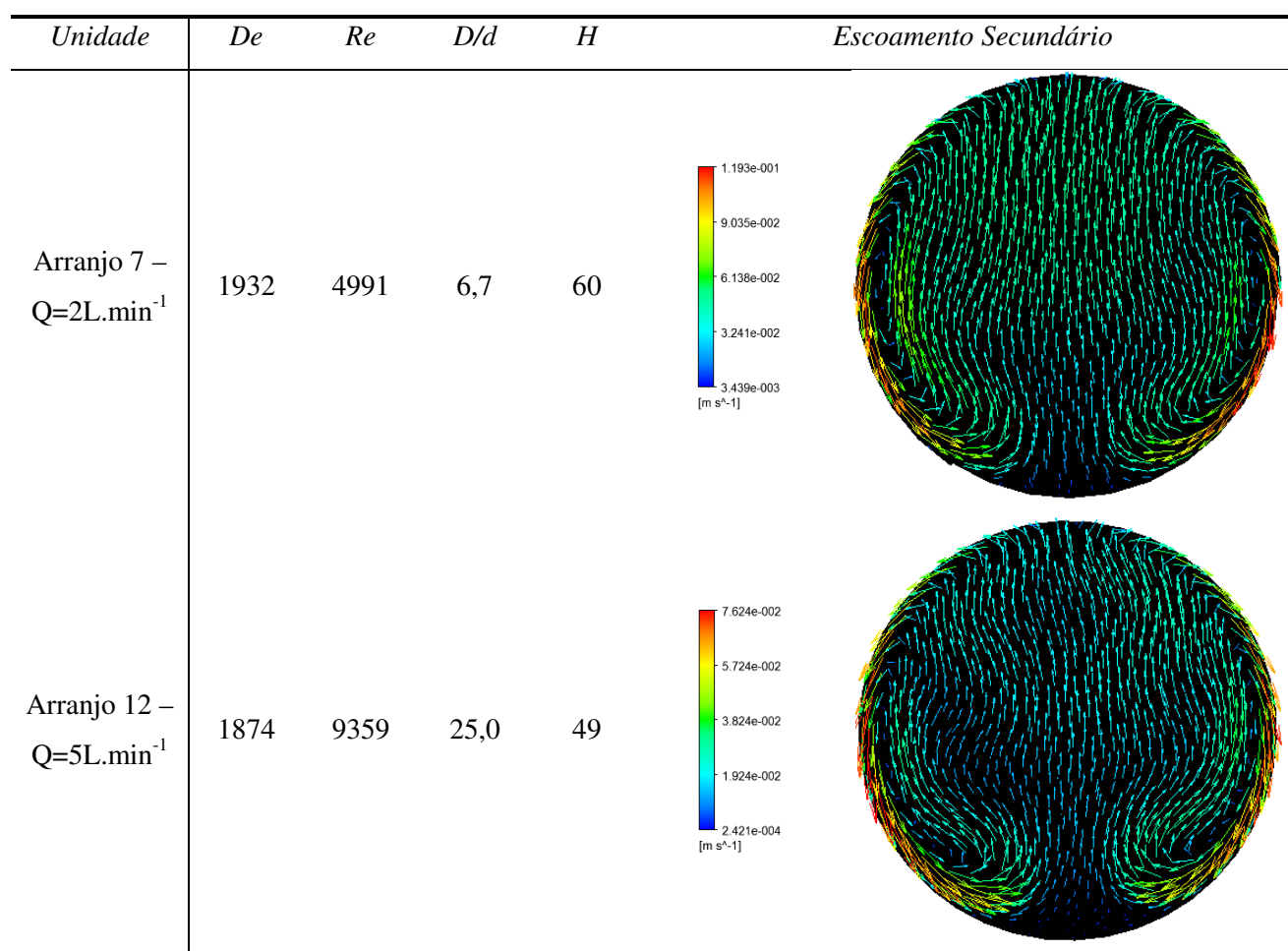


Figura 5.24 – Comparação entre configurações com números de Dean semelhantes e características hidráulicas, geométricas e hidrodinâmicas distintas

Na literatura é descrito que o parâmetro curvatura influencia diretamente na característica do escoamento secundário em FTHs (item 3.2.3). Com isso, visando demonstrar a utilização do parâmetro H em situações cuja variável diferenciadora é a curvatura, são apresentados na Figura 5.25 perfis de velocidade axial e escoamento secundário de duas configurações distintas.

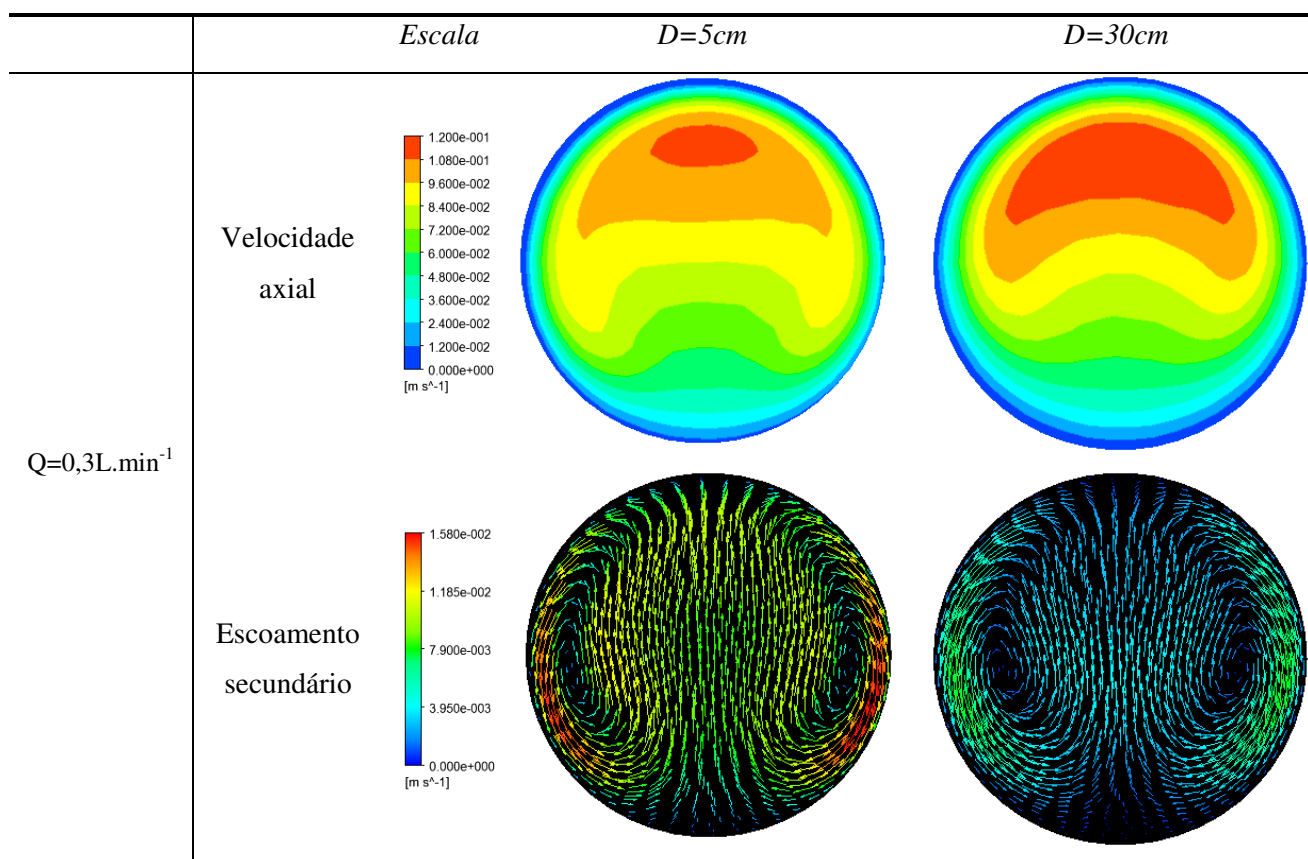


Figura 5.25 – Perfis de velocidade axial e escoamento secundário – arranjos 9 e 10 com $Q = 0,3 \text{ L.min}^{-1}$

Por meio da Figura 5.25 é possível verificar uma pequena alteração no perfil de velocidade axial com a variação do diâmetro de enrolamento. Em contrapartida, o escoamento secundário teve sua magnitude bastante modificada, sendo verificados maiores valores para este parâmetro para a configuração com $D = 5 \text{ cm}$. Como esperado, foram verificados maiores valores referentes ao parâmetro helicidade para a configuração com menor diâmetro de enrolamento ($H = 0,50$ para o arranjo 9 e $H = 0,45$ para o arranjo 10), indicando a maior magnitude do escoamento secundário no arranjo 9.

No entanto, é importante destacar que maiores valores de helicidade não indicam, necessariamente, maior representatividade do escoamento secundário numa determinada unidade, com relação à

velocidade axial. O parâmetro que relaciona, de forma indireta, a relação entre o escoamento secundário e a velocidade axial é o *swirl number*, conforme descrito anteriormente nesta seção.

Inclusive, mesmo com uma modelagem matemática bastante distinta entre os parâmetros *swirl number* e helicidade – Equações (4.10) e (4.16), verifica-se uma sutil relação entre tais parâmetros, visto que ambos utilizam no seu desenvolvimento dados relativos a características do escoamento na seção transversal da unidade (fluxo de momento angular relativo ao escoamento secundário e vorticidade, respectivamente) em conjunto com dados relativos à velocidade axial dos elementos de fluido em sua formulação. No entanto, o *swirl number* refere-se à contribuição das velocidades transversais e axiais de cada elemento de fluido nos fluxos de momento angular e linear da massa líquida, visando à rotação da mesma em torno dos centros dos grandes vórtices gerados no escoamento secundário. Já a helicidade visa quantificar as contribuições individuais de cada elemento de fluido relativos à rotação (em torno de seu próprio eixo) e translação (relativo à direção longitudinal da unidade).

Por fim, visando relacionar a variante adimensional do parâmetro global helicidade (H_{adm}) com a eficiência de remoção de turbidez foi gerada a Figura 5.26, a partir da qual é possível verificar (em azul) a faixa ótima de trabalho para o parâmetro H_{adm} , obtida a partir dos valores máximos de eficiência de remoção de turbidez.

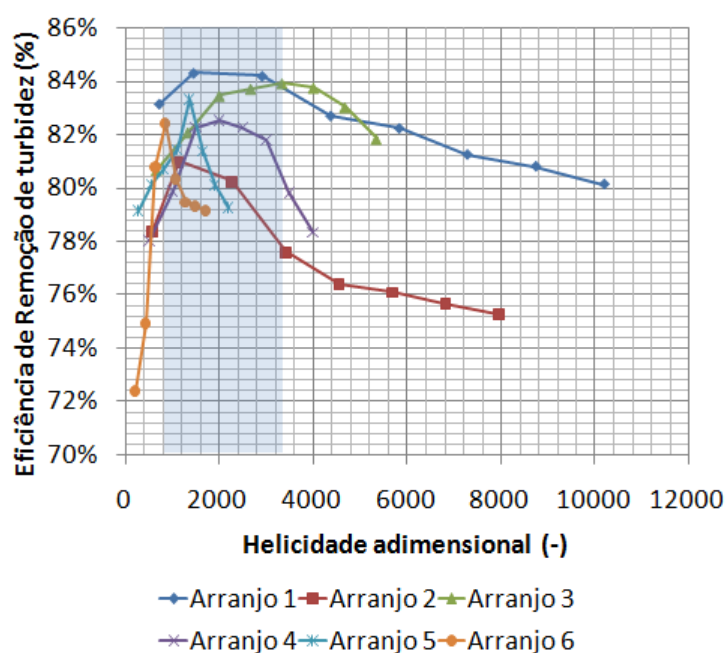


Figura 5.26 – Faixa de eficiência de remoção de turbidez máxima para os arranjos 01 a 06

Por meio da Figura 5.26 é possível verificar que a faixa de trabalho ótima, obtida em função da eficiência de remoção de turbidez máxima para cada arranjo, foi obtida para valores de H_{adm} variando de $0,8 \times 10^3$ a $3,3 \times 10^3$. Essa faixa de trabalho ótima é mais larga do que a verificada para o parâmetro W_{adm} , sendo igual a 25,1% da faixa de trabalho total. Desta forma, a utilização da faixa de trabalho verificada com o uso do parâmetro W_{adm} se mostra mais indicado do que a utilização do parâmetro H_{adm} para avaliação de faixas de trabalho ótimas referentes à eficiência de remoção de turbidez máximas, por ser mais restritivo.

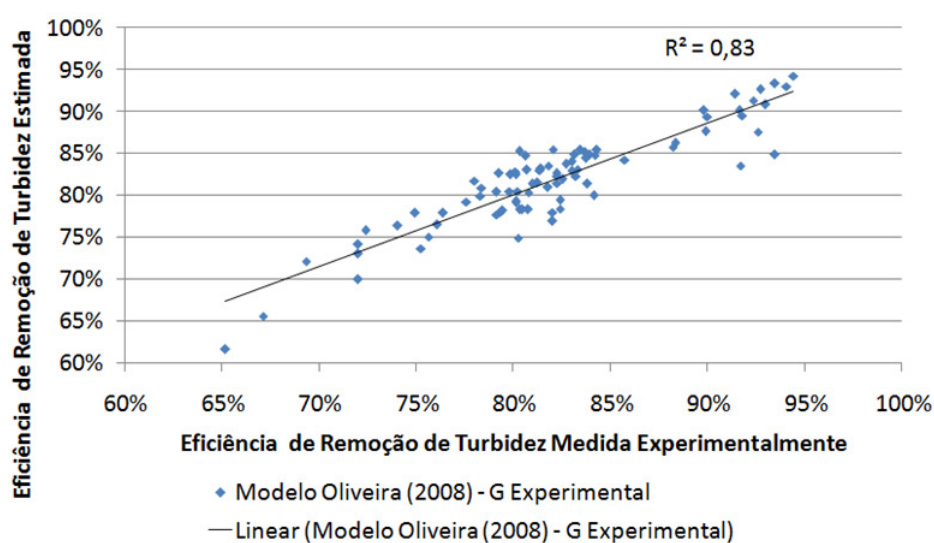
5.2 Aperfeiçoamento de Modelo Matemático de Estimativa de Eficiência de Remoção de Turbidez para FTHs (Objetivo Específico II)

Visando o aperfeiçoamento do modelo matemático de estimativa de eficiência de remoção de turbidez para flocladores tubulares helicoidais desenvolvido no trabalho de Oliveira (2008), foram propostos e avaliados parâmetros hidrodinâmicos representativos do escoamento em FTHs (item 5.1) para posterior inserção dos mesmos no referido modelo. Assim, o aperfeiçoamento do referido modelo foi realizado em três etapas: inicialmente foi realizada a adequação do parâmetro gradiente médio de velocidade no modelo (abordagem hidráulica \times abordagem hidrodinâmica - item 5.2.1); em seguida foi realizada a inserção dos parâmetros hidrodinâmicos S_N , E_{adm} , W_{adm} e H_{adm} no modelo (item 5.2.2), seguido de avaliação utilizando regressão não linear múltipla (item 5.2.3). Por fim foi realizada uma comparação entre o modelo aperfeiçoado de estimativa de eficiência de remoção de turbidez proposto neste trabalho com os modelos de floclação comumente utilizados para mensuração da eficiência do processo (item 5.2.4).

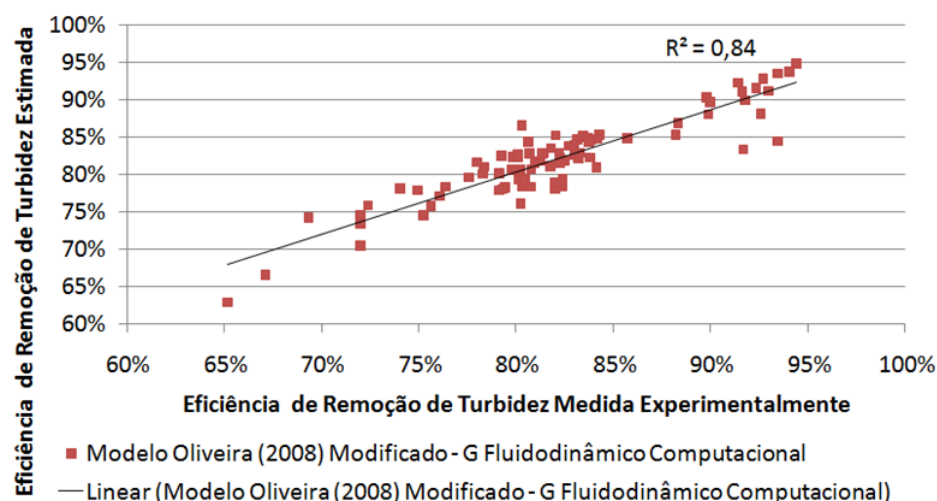
5.2.1 Adequação do Parâmetro Gradiente Médio de Velocidade no Modelo de Estimativa de Eficiência de Remoção de Turbidez proposto por Oliveira (2008)

No modelo de estimativa de eficiência de remoção de turbidez proposto por Oliveira (2008) foi aplicado o método de regressão linear múltipla utilizando parâmetros hidráulicos e geométricos característicos de FTHs. São eles: o número de Reynolds (Re), a razão entre o passo e o comprimento do reator (p/L), a razão entre o diâmetro de enrolamento e o diâmetro do reator (D/d), e o número de Camp (Ca). Destaca-se que o número de Camp foi obtido por meio do produto entre o tempo teórico de detenção (T) e o gradiente médio de velocidade (G), este último obtido pela via hidráulica (em função da perda de carga da unidade).

Neste trabalho propõe-se o uso do gradiente médio de velocidade obtido pela via hidrodinâmica, como apresentado no item 5.1.1. Com o intuito de comparar a aderência do modelo de estimativa de eficiência de remoção de turbidez aos dados experimentais obtidos por meio de modelagem física, são apresentados a seguir os resultados dos modelos de estimativa gerados com o uso do gradiente médio de velocidade obtido pela via hidráulica (Figura 5.27 - a) e obtido pela via hidrodinâmica (Figura 5.27 - b). Destaca-se que os valores de G calculados pela via hidráulica foram determinados a partir dos valores de perda de carga obtidos experimentalmente.



(a)



(b)

Figura 5.27 – Relação entre a eficiência de remoção de turbidez obtida experimentalmente e a eficiência de remoção de turbidez estimada utilizando gradiente médio de velocidade obtido por meio de (a) modelagem física e (b) modelagem fluidodinâmica computacional

Um pequeno acréscimo no coeficiente de determinação do modelo pode ser verificado com o uso do gradiente médio de velocidade obtido pela via hidrodinâmica (Figura 5.27 - b), quando comparado ao coeficiente de determinação obtido com o uso do gradiente médio de velocidade obtido por meio de modelagem física (Figura 5.27 - a). Além disso, os desvios percentuais absolutos médios e máximos sofreram pequenas reduções, como mostrado na Tabela 5.3. As Equações (5.1) e (5.2) referem-se aos modelos obtidos com a utilização do gradiente médio de velocidade obtido pela via hidráulica e pela via hidrodinâmica, respectivamente.

Tabela 5.3 – Desvio percentual máximo e médio entre os dados de eficiência de remoção de turbidez obtidos experimentalmente e os obtidos com o uso do modelo de regressão linear múltipla utilizando gradiente médio de velocidade obtido por meio de modelagem física e modelagem fluidodinâmica computacional

	<i>Modelo com gradiente médio de velocidade obtido pela via hidráulica - Equação (5.1)</i>	<i>Modelo com gradiente médio de velocidade obtido pela via hidrodinâmica - Equação (5.2)</i>
Desvio percentual máximo	9,8%	9,6%
Desvio percentual médio	2,4%	2,3%

$$Eficiência = 0,87 - 1,82 \cdot 10^{-6}Ca - 1,52 \cdot 10^{-5}Re - 22,90 \frac{p}{L} + 0,00357 \frac{D}{d} \quad (5.1)$$

$$Eficiência = 0,86 - 1,65 \cdot 10^{-6}Ca - 1,42 \cdot 10^{-5}Re - 27,95 \frac{p}{L} + 0,00393 \frac{D}{d} \quad (5.2)$$

Como esperado, pequenas variações nos valores de eficiência de remoção de turbidez foram verificados com a substituição do G obtido pela via hidráulica pelo G obtido pela via hidrodinâmica, dada a grande correlação verificada entre estes parâmetros (Figura 5.2).

As vantagens acerca do uso do gradiente médio de velocidade obtido pela via hidrodinâmica (descritas no item 5.1.1), associadas ao suave aumento do coeficiente de determinação e a redução dos desvios percentuais, torna o uso da metodologia proposta neste trabalho indicado para a avaliação da remoção de turbidez. Com isso, o mesmo foi utilizado nas análises que se seguem.

Destaca-se que o valor do coeficiente de determinação obtido com o modelo de estimativa proposto ($R^2=0,84$) indica que 16% dos valores de eficiência de remoção de turbidez não foram explicados pelo modelo. Por este motivo é avaliada a inserção de outros parâmetros hidrodinâmicos no modelo, visando reduzir os desvios verificados pela não consideração de variáveis na análise de regressão (item 5.2.2) e a avaliação da característica não linear dos parâmetros analisados (item 5.2.3).

5.2.2 *Inserção de Outros Parâmetros Hidrodinâmicos Representativos do Escoamento em FTHs no Modelo proposto por Oliveira (2008)*

Com o intuito de aperfeiçoar o modelo de estimativa de eficiência de remoção de turbidez, outros parâmetros hidrodinâmicos adimensionais, além de G , passaram a compor o modelo. São eles: o *swirl number*, a energia cinética específica média, a vorticidade e a helicidade; destaca-se que os parâmetros hidráulicos e geométricos apresentados no modelo de Oliveira (2008) - Re , Ca , D/d e p/L , foram mantidos.

Os resultados obtidos com a inserção individual de tais parâmetros no modelo de regressão linear múltipla são apresentados na Tabela 5.4 e nas Equações (5.3) a (5.6).

Tabela 5.4 – Resultados obtidos com a inserção dos parâmetros *swirl number*, energia cinética específica média adimensional, vorticidade adimensional e helicidade adimensional no modelo de estimativa de eficiência de remoção de turbidez

<i>Parâmetro inserido no modelo</i>	R^2	<i>Desvio percentual absoluto médio</i>	<i>Desvio percentual absoluto máximo</i>	<i>Modelo</i>
S_N	0,86	1,7%	6,9%	Equação (5.3)
E_{adm}	0,86	1,6%	9,5%	Equação (5.4)
W_{adm}	0,84	1,8%	8,7%	Equação (5.5)
H_{adm}	0,86	1,7%	8,8%	Equação (5.6)

Valores de referência - modelo proposto por Oliveira (2008): $R^2 = 0,83$ / Desvio Médio = 2,4% / Desvio Máximo = 9,8%.

$$Eficiência = 0,84 - 2,02 \cdot 10^{-6} Ca - 1,30 \cdot 10^{-5} Re - 42,66 \frac{p}{L} + 0,00440 \frac{D}{d} + 0,65 S_N \quad (5.3)$$

$$Eficiência = 0,85 - 9,32 \cdot 10^{-7} Ca - 9,03 \cdot 10^{-6} Re - 30,05 \frac{p}{L} + 0,00439 \frac{D}{d} - 1,16 \cdot 10^{-8} E_{adm} \quad (5.4)$$

$$Eficiência = 0,87 - 2,10 \cdot 10^{-7} Ca - 1,44 \cdot 10^{-5} Re - 28,87 \frac{p}{L} + 0,00389 \frac{D}{d} - 1,97 \cdot 10^{-6} W_{adm} \quad (5.5)$$

$$Eficiência = 0,84 - 3,82 \cdot 10^{-6} Ca - 8,35 \cdot 10^{-6} Re - 25,56 \frac{p}{L} + 0,00366 \frac{D}{d} + 1,24 \cdot 10^{-5} H_{adm} \quad (5.6)$$

Por meio da Tabela 5.4 é possível verificar que a inserção de parâmetros hidrodinâmicos representativos do escoamento em FTHs no modelo de estimativa de eficiência de remoção de turbidez fez com que o mesmo se tornasse mais aderente ao processo físico. Isso ocorre devido ao aumento do coeficiente de determinação entre os valores modelados e os obtidos experimentalmente. Além disso, uma redução nos desvios percentuais médio e máximo foi verificada, independente do parâmetro hidrodinâmico representativo avaliado, quando comparado ao modelo original proposto por Oliveira (2008).

Os parâmetros *swirl number*, energia cinética específica média adimensional e helicidade adimensional apresentaram mesmo coeficiente de determinação ($R^2=0,86$), enquanto que o parâmetro vorticidade adimensional apresentou coeficiente de determinação igual a 0,84. Fisicamente, era esperada uma menor aderência com a utilização do parâmetro vorticidade, visto que o mesmo é o único que não representa a característica translacional do movimento da massa líquida na direção axial, representando apenas a característica rotacional verificada no fluido. Destaca-se que o valor de R^2 obtido com a adição de W_{adm} se iguala ao valor de R^2 referente ao modelo com G obtido pela via hidrodinâmica (Tabela 5.3). Entretanto, houve uma redução nos desvios percentuais médio e máximo entre os dois modelos.

Os valores de desvio percentual absoluto médio obtidos com a inserção dos quatro parâmetros hidrodinâmicos representativos são bastante próximos, sendo verificados apenas variações relevantes quando se avalia o desvio percentual absoluto máximo: o parâmetro que apresentou menor desvio percentual absoluto máximo foi o *swirl number* (6,9%) e o que apresentou maior valor foi o parâmetro energia cinética específica média adimensional (9,5%). No entanto, deve-se avaliar com cautela o desvio percentual absoluto máximo, visto que o mesmo leva em consideração apenas um ponto, sendo necessária então a avaliação conjunta desta e de outras métricas estatísticas para avaliação dos dados (tais como coeficiente de determinação e desvio percentual absoluto médio).

Os parâmetros hidrodinâmicos utilizados na análise apresentada na Tabela 5.4 representam características distintas do comportamento hidrodinâmico verificado em FTHs. Assim, é esperado que a utilização conjunta destes parâmetros no modelo de estimativa de eficiência de remoção de turbidez possa aumentar a aderência entre os valores obtidos experimentalmente e os estimados com o uso do modelo, visto que o processo físico referente ao escoamento em FTHs seria melhor representado.

Com isso, foram gerados novos modelos de regressão múltipla com a inserção de dois parâmetros hidrodinâmicos em cada modelo. Considerando quatro parâmetros hidrodinâmicos avaliados, foram obtidos seis modelos distintos ($C_2^4 = 6$), cujos resultados são apresentados na Tabela 5.5 e nas Equações (5.7) a (5.12).

Tabela 5.5 – Resultados obtidos com a inserção de dois parâmetros hidrodinâmicos no modelo de estimativa de eficiência de remoção de turbidez

<i>Parâmetros inseridos no modelo</i>	R^2	<i>Desvio percentual absoluto médio</i>	<i>Desvio percentual absoluto máximo</i>	<i>Modelo</i>
S_N, E_{adm}	0,89	1,5%	6,7%	Equação (5.7)
S_N, W_{adm}	0,88	1,6%	7,9%	Equação (5.8)
S_N, H_{adm}	0,87	1,7%	6,6%	Equação (5.9)
E_{adm}, W_{adm}	0,87	1,6%	9,1%	Equação (5.10)
E_{adm}, H_{adm}	0,88	1,6%	9,3%	Equação (5.11)
W_{adm}, H_{adm}	0,86	1,8%	8,4%	Equação (5.12)

Valores de referência - modelo proposto por Oliveira (2008): $R^2 = 0,83$ / Desvio Médio = 2,4% / Desvio Máximo = 9,8%.

$$Eficiência = 0,83 - 1,39 \cdot 10^{-6} Ca - 8,97 \cdot 10^{-6} Re - 42,60 \frac{p}{L} + 0,00471 \frac{D}{d} + 0,58 S_N - 9,43 \cdot 10^{-9} E_{adm} \quad (5.7)$$

$$Eficiência = 0,82 - 6,42 \cdot 10^{-6} Ca - 1,21 \cdot 10^{-5} Re - 46,22 \frac{p}{L} + 0,00471 \frac{D}{d} + 0,94 S_N + 5,78 \cdot 10^{-6} W_{adm} \quad (5.8)$$

$$Eficiência = 0,83 - 3,37 \cdot 10^{-6} Ca - 9,42 \cdot 10^{-6} Re - 38,80 \frac{p}{L} + 0,00415 \frac{D}{d} + 0,55 S_N + 8,10 \cdot 10^{-6} H_{adm} \quad (5.9)$$

$$\begin{aligned}
Eficiência = & 0,85 - 1,58 \cdot 10^{-6}Ca - 8,89 \cdot 10^{-6}Re - 31,79 \frac{p}{L} + 0,00436 \frac{D}{d} + 1,25 \cdot 10^{-8}E_{adm} \\
& - 3,34 \cdot 10^{-6}W_{adm}
\end{aligned}
\tag{5.10}$$

$$\begin{aligned}
Eficiência = & 0,83 - 2,68 \cdot 10^{-6}Ca - 5,72 \cdot 10^{-6}Re - 27,86 \frac{p}{L} + 0,00409 \frac{D}{d} - 9,25 \cdot 10^{-6}E_{adm} \\
& + 9,24 \cdot 10^{-6}H_{adm}
\end{aligned}
\tag{5.11}$$

$$\begin{aligned}
Eficiência = & 0,84 - 3,87 \cdot 10^{-6}Ca - 8,33 \cdot 10^{-6}Re - 25,53 \frac{p}{L} + 0,00366 \frac{D}{d} + 5,84 \cdot 10^{-8}W_{adm} \\
& + 1,25 \cdot 10^{-5}H_{adm}
\end{aligned}
\tag{5.12}$$

Avaliando em conjunto os resultados de coeficiente de determinação, desvio percentual absoluto médio e desvio percentual absoluto máximo, apresentados na Tabela 5.5, pode-se verificar que a melhor associação de parâmetros foi composta pelos parâmetros *swirl number* e energia cinética específica média adimensional. Já a associação que apresentou menor desempenho foi formada pelos parâmetros vorticidade adimensional e helicidade adimensional. Quando se avalia o processo físico inerente a estes parâmetros, verifica-se que eram esperados resultados semelhantes entre a associação W_{adm}/H_{adm} e a avaliação do parâmetro H_{adm} de forma isolada, visto que a helicidade, na sua forma pontual, retrata a relação entre a vorticidade e a velocidade axial, indicando uma relação estreita entre essas duas variáveis. Com isso, uma grande semelhança nos resultados de coeficiente de determinação, desvio percentual absoluto médio e desvio percentual absoluto máximo entre o parâmetro H_{adm} (Tabela 5.4) e a associação entre W_{adm} e H_{adm} (Tabela 5.5) pode ser verificada.

Por fim, foi testada a associação de três parâmetros hidrodinâmicos no modelo de estimativa de eficiência de remoção de turbidez, e os resultados são mostrados na Tabela 5.6 e nas Equações (5.13) e (5.14). Destaca-se que não foram testadas associações que continham a junção do parâmetro W_{adm} e do parâmetro H_{adm} , devido à estreita relação entre tais parâmetros. Com isso, apenas duas associações foram testadas.

Tabela 5.6 – Resultados obtidos com a inserção de três parâmetros hidrodinâmicos no modelo de estimativa de eficiência de remoção de turbidez

<i>Parâmetros inseridos no modelo</i>	R^2	<i>Desvio percentual absoluto médio</i>	<i>Desvio percentual absoluto máximo</i>	<i>Modelo</i>
S_N, E_{adm}, W_{adm}	0,90	1,4%	7,5%	Equação (5.13)
S_N, E_{adm}, H_{adm}	0,90	1,4%	6,7%	Equação (5.14)

Valores de referência - modelo proposto por Oliveira (2008): $R^2 = 0,83$ / Desvio Médio = 2,4% / Desvio Máximo = 9,8%.

$$\begin{aligned}
 \text{Eficiência} = & 0,82 - 4,15 \cdot 10^{-6}Ca - 9,10 \cdot 10^{-6}Re - 44,75 \frac{p}{L} + 0,00484 \frac{D}{d} + 0,76S_N - 7,73 \cdot 10^{-9}E_{adm} \\
 & + 3,48 \cdot 10^{-6}W_{adm}
 \end{aligned}
 \tag{5.13}$$

$$\begin{aligned}
 \text{Eficiência} = & 0,82 - 2,39 \cdot 10^{-6}Ca - 7,00 \cdot 10^{-6}Re - 39,98 \frac{p}{L} + 0,00451 \frac{D}{d} + 0,52S_N - 8,25 \cdot 10^{-9}E_{adm} \\
 & + 5,50 \cdot 10^{-6}H_{adm}
 \end{aligned}
 \tag{5.14}$$

Por meio da Tabela 5.6, constata-se que os valores de R^2 e desvio percentual absoluto médio são iguais para os dois modelos. Já o desvio percentual absoluto máximo foi reduzido pelo modelo composto pelos parâmetros S_N , E_{adm} e H_{adm} , indicando ser a melhor combinação de parâmetros a serem utilizados. Destaca-se que esse resultado era esperado quando comparado com a associação composta por S_N , E_{adm} e W_{adm} , visto que H_{adm} (quando analisado individualmente) se mostrou mais aderente ao modelo do que W_{adm} . Destaca-se que o modelo composto pelos parâmetros S_N , E_{adm} e H_{adm} apresentou melhores indicadores (R^2 , desvio percentual absoluto médio e desvio percentual absoluto máximo), quando comparado ao modelo original proposto por Oliveira (2008). Assim, o modelo linear obtido – Equação (5.14) - possui oito termos: um termo constante e sete termos não constantes, referentes aos parâmetros hidráulicos (um termo), geométricos (dois termos) e hidrodinâmicos (quatro termos) avaliados.

Nesse modelo estão representadas todas as variáveis necessárias para a definição da característica geométrica de um tubo helicoidal (diâmetro do tubo, diâmetro de enrolamento, passo e comprimento da unidade). Além disso, foi utilizado no modelo um dos principais parâmetros hidráulicos avaliados no projeto de flocladores: o número de Reynolds, que indica o regime de escoamento da unidade. Por fim, são utilizados parâmetros hidrodinâmicos que representam

características do escoamento em FTHs: o número de Camp, obtido neste trabalho por meio de características hidrodinâmicas, o *swirl number*, a energia cinética específica média e a helicidade.

5.2.3 Avaliação das Não Linearidades dos Parâmetros contidos no Modelo de Estimativa de Eficiência de Remoção de Turbidez

Dada a necessidade de avaliação do comportamento linear/não linear das relações entre os parâmetros hidráulicos, geométricos e hidrodinâmicos e a eficiência de remoção de turbidez, optou-se neste trabalho pela avaliação do uso de funções não lineares relativas aos parâmetros utilizados, de forma a garantir que as tendências verificadas com o uso de tais parâmetros fossem consideradas na construção do modelo.

Com isso, foram testadas as funções exponencial, linear, logarítmica, quadrática e radical, como descrito no item 4.7.3 da seção de Materiais e Métodos. O modelo não linear obtido com a utilização dos sete parâmetros hidráulicos, geométricos e hidrodinâmicos é apresentado na Equação (5.15).

$$\begin{aligned} \text{Eficiência} = & 35,85 - 2,03 \cdot 10^{-6} Ca - 5,65 \cdot 10^{-6} Re - 35,16 \exp\left(\frac{p}{L}\right) + 0,08 \ln\left(\frac{D}{d}\right) - 1,15 \cdot 10^{-8} E_{adm} \\ & + 19,55 Sn^2 + 4,53 \cdot 10^{-10} H_{adm}^2 \end{aligned} \quad (5.15)$$

O coeficiente de determinação obtido com o uso do modelo não linear foi de 0,92 e os desvios médio e máximo foram de 1,7% e 6,6%, respectivamente. Com isso, verifica-se uma melhoria dos valores de coeficiente de determinação e desvio percentual absoluto máximo, quando comparado com o modelo linear. Já o desvio percentual absoluto médio é ligeiramente superior ao verificado com o modelo linear.

A fim de aprofundar a análise acerca os desvios percentuais absolutos verificados com o uso dos modelos linear - Equação (5.14), e não linear - Equação (5.15), é apresentada a Tabela 5.7, por meio da qual é possível verificar que a maior parte das configurações avaliadas apresenta desvios inferiores a 2,0% (75% das configurações para o modelo linear e 73% das configurações para o modelo não linear) e que apenas 5% das configurações avaliadas apresentam desvios superiores a 5,0%.

Tabela 5.7 – Distribuição dos desvios percentuais absolutos para os modelos descritos nas Equações (5.14) e (5.15)

<i>Modelo</i>	<i>Quantidade de pontos com desvio inferior a 1,0%</i>	<i>Quantidade de pontos com desvio inferior a 2,0%</i>	<i>Quantidade de pontos com desvio inferior a 5,0%</i>
Equação (5.14) – modelo linear ($R^2 = 0,90$)	39 (46 %)	63 (75 %)	80 (95 %)
Equação (5.15) – modelo não linear ($R^2 = 0,92$)	30 (36%)	61 (73 %)	80 (95 %)

Total de configurações avaliadas: 84.

Este resultado mostra que o aumento no coeficiente de determinação (de 0,90 para 0,92) é significativo, uma vez que os indicadores de ajuste do modelo já se encontravam em um patamar elevado, e acréscimos no coeficiente de determinação e redução dos desvios nesta região demandam esforço significativo.

Visando exemplificar a aderência do modelo proposto foi gerada a Figura 5.28, que relaciona as eficiências de remoção de turbidez obtidas experimentalmente com as eficiências estimadas com o uso do modelo desenvolvido neste trabalho e com o modelo proposto por Oliveira (2008). As eficiências de remoção de turbidez são apresentadas em função do tempo de processo na forma adimensional, obtidas por meio da razão entre o tempo de processo da unidade avaliada e o tempo de processo referente ao reator de maior comprimento do arranjo avaliado.

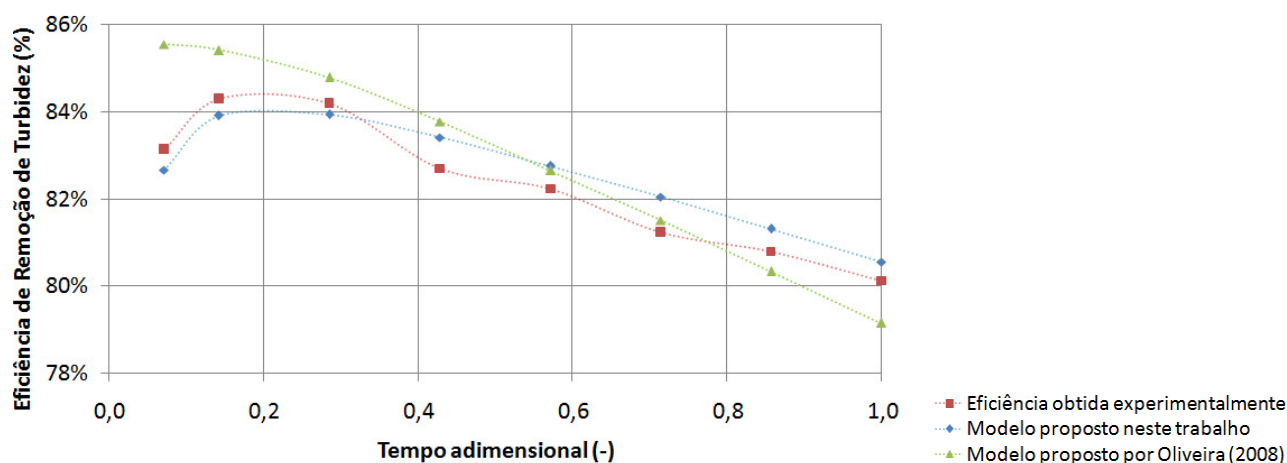


Figura 5.28 – Comparação entre as eficiências de remoção de turbidez obtida experimentalmente e as obtidas por meio do modelo desenvolvido neste trabalho e em Oliveira (2008), em função do tempo de processo adimensionalizado, referente ao reator de maior comprimento. Configuração avaliada: arranjo 1

Por meio da Figura 5.28 é possível verificar que o modelo aperfeiçoado proposto neste trabalho consegue representar satisfatoriamente a característica da eficiência de remoção de turbidez em função do tempo de processo. Inclusive, este modelo permite a verificação da característica de aumento da eficiência de remoção de turbidez até um determinado valor, o alcance do valor máximo (eficiência de remoção de turbidez máxima), seguido do decréscimo dos valores de eficiência de remoção de turbidez com o aumento do tempo de processo. Já no modelo proposto por Oliveira (2008) essa característica ascendente-descendente não é plenamente verificada.

Com isso, verifica-se que foi possível a obtenção de um modelo aperfeiçoado de estimativa de eficiência de remoção de turbidez com alta aderência ao processo físico, alto coeficiente de determinação e baixos valores de desvio médio e máximo, sendo o mesmo considerado como uma importante ferramenta de auxílio a projetos racionais de FTHs.

5.2.4 Comparação entre o Modelo de Estimativa de Eficiência de Remoção de Turbidez Proposto e os Modelos de Floculação Comumente Utilizados

A avaliação da floculação é muitas vezes realizada com base em modelos matemáticos que estimam a magnitude da agregação e da ruptura, inerentes à interação entre partículas discretas desestabilizadas na massa líquida, como visto no item 3.1.3 da seção de Revisão Bibliográfica. Com o intuito de comparar os resultados de eficiência de remoção de turbidez obtidos por meio do modelo desenvolvido neste trabalho e os propostos por Argaman e Kaufman (1970) e Bratby *et al.* (1977), comumente utilizados na literatura, é apresentada a Tabela 5.8, obtida por meio dos resultados de desvios percentuais absolutos para os arranjos de 1 a 6.

Tabela 5.8 – Desvios percentuais absolutos médios e máximos entre os valores obtidos por meio de modelagem física e os valores estimados por Argaman e Kaufman (1970), Bratby *et al.* (1977) e o neste trabalho

Arranjo	Vazão	Desvio percentual absoluto					
		Argaman e Kaufman (1970)		Bratby <i>et al.</i> (1977)		Proposto neste trabalho	
		Máximo	Médio	Máximo	Médio	Máximo	Médio
1	1L.min ⁻¹	35,5%	16,8%	26,7%	11,6%	1,5%	1,0 %
2	2L.min ⁻¹	48,9%	27,4%	30,2%	16,3%	2,4%	1,2%
3	1L.min ⁻¹	15,3%	3,6%	32,2%	6,7%	1,9%	0,7%
4	2L.min ⁻¹	30,1%	8,6%	31,8%	9,9%	2,3%	1,7%
5	2L.min ⁻¹	27,4%	11,3%	36,8%	14,3%	3,4%	1,4%
6	4L.min ⁻¹	28,4%	13,5%	35,0%	13,1%	4,3%	2,1%

Por meio da Tabela 5.8 é possível verificar que o modelo proposto neste trabalho apresenta resultados mais aderentes ao processo físico do que os modelos propostos por Argaman e Kaufman (1970) e Bratby *et al.* (1977), com redução significativa dos desvios percentuais absolutos médios e máximos em todas as situações estudadas. Visando exemplificar essa situação, é apresentada a Figura 5.29, que relaciona as eficiências de remoção de turbidez obtidas experimentalmente para um arranjo avaliado neste trabalho em conjunto com as eficiências modeladas com o uso do modelo desenvolvido neste trabalho, com os modelos propostos por Argaman e Kaufman (1970) e Bratby *et al.* (1977). As eficiências de remoção de turbidez são apresentadas em função do tempo de processo na forma adimensional, obtidas por meio da razão entre o tempo de processo da unidade avaliada e o tempo de processo referente ao reator de maior comprimento do arranjo avaliado.

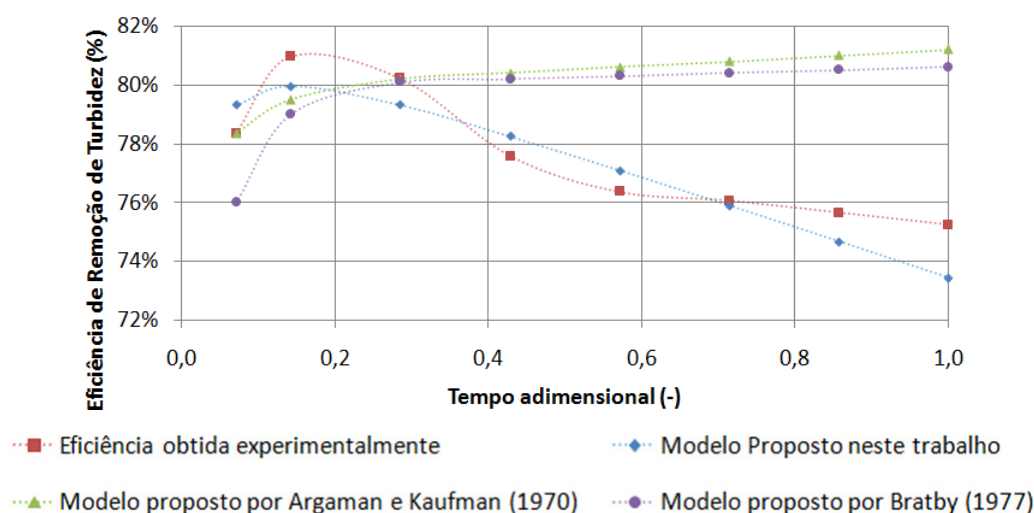


Figura 5.29 – Comparação entre as eficiências de remoção de turbidez obtida experimentalmente e as obtidas por meio do modelo proposto neste trabalho, proposto por Argaman e Kaufman (1970) e proposto por Bratby *et al.* (1977), todas em função do tempo de processo adimensionalizado pelo tempo de processo referente ao reator de maior comprimento. Configuração avaliada: arranjo 2

Além de produzir menores valores de desvio percentual absoluto médio e máximo, o modelo desenvolvido neste trabalho permite representar satisfatoriamente o comportamento ascendente-descendente da eficiência de remoção de turbidez em função do tempo, observado por meio de modelagem física, como descrito no item 5.2.3. Já os modelos de Argaman e Kaufman (1970) e Bratby *et al.* (1977) não conseguem prever esta característica, sendo verificado um comportamento assintótico com o aumento do tempo de processo, se afastando consideravelmente da característica real verificada. Destaca-se que não foram verificados nos trabalhos de Argaman e Kaufman (1970) e Bratby *et al.* (1977) restrições que impedissem o uso de tais modelos na avaliação da remoção de turbidez em Floculadores Tubulares Helicoidais.

6. CONCLUSÕES E RECOMENDAÇÕES

6.1 Conclusões

Este trabalho teve como objetivo geral avançar no entendimento da relação entre a floculação e as características hidrodinâmicas em floculadores tubulares helicoidais, com consequente proposição de modelo aperfeiçoado de previsão de eficiência de remoção de turbidez para tais unidades de tratamento de águas. Dado isto, são apresentadas a seguir as principais conclusões da pesquisa, estando as mesmas agrupadas por objetivo específico para facilitar sua compreensão e avaliação.

Objetivo Específico 1 – Aprimorar a caracterização do comportamento hidrodinâmico em floculadores tubulares helicoidais, utilizando modelagem fluidodinâmica computacional, em subsídio ao desenvolvimento do objetivo específico II.

Foi possível a obtenção de um modelo fluidodinâmico computacional validado, específico para situações de baixos números de Reynolds, com uma malha numérica capaz de fornecer informações acerca do comportamento hidrodinâmico suficientemente precisas e com esforço computacional compatível com os equipamentos disponíveis para a análise.

O comportamento axialmente invariante das características hidrodinâmicas pôde ser verificado nos tubos enrolados helicoidalmente por meio de modelagem matemática e modelagem fluidodinâmica computacional. Este resultado indica que o conhecimento de apenas um perfil representativo do escoamento é suficiente para a representação das características hidrodinâmicas de toda a unidade, desde que o mesmo seja localizado após o comprimento de entrada.

Foi proposta neste trabalho uma nova metodologia para a obtenção do gradiente médio de velocidade, em função de características hidrodinâmicas do escoamento; para isso, foi aplicada a função RMS aos valores discretos de gradiente de velocidade obtidos no domínio avaliado. Tal metodologia apresenta forte embasamento físico, alto coeficiente de determinação quando correlacionado com G obtido de forma hidráulica ($R^2=0,96$) e baixos desvios médios (15,8%), indicando ser uma boa ferramenta para a determinação do gradiente médio de velocidade.

Foram realizadas análises do comportamento hidrodinâmico dos FTHs e, com base nas características verificadas foram propostos, adicionalmente a G , outros parâmetros hidrodinâmicos

representativos do escoamento neste tipo de flocculador. São eles: o *swirl number*, a energia cinética específica média, a vorticidade e a helicidade.

Swirl Number

A adaptação da metodologia descrita na literatura para o cálculo do parâmetro *swirl number* se mostrou bastante adequada ao uso em flocculadores tubulares helicoidais. A característica rotacional deslocada do centro da seção transversal verificada neste tipo de unidade, devido à formação dos vórtices que compõem o escoamento secundário, tornou necessária a soma das contribuições geradas por todos os vórtices para a obtenção da capacidade de torque total da massa líquida, permitindo assim a utilização do *swirl number* para quaisquer quantidades de vórtices do escoamento secundário.

Foi verificada a necessidade de um maior tempo de processo para que configurações com maior *swirl number* atinjam sua eficiência máxima, mas esta eficiência máxima é maior do que as verificadas para as configurações com menores valores de *swirl number*; ou seja: maiores valores de *swirl number* levam a maiores valores de eficiência de remoção de turbidez máxima.

Foi possível ainda verificar a tendência de decréscimo da eficiência de remoção de turbidez e do *swirl number* com o aumento do número de Reynolds em todos os arranjos estudados neste trabalho. Inclusive, as maiores eficiências de remoção de turbidez foram obtidas para as configurações com menores números de Reynolds e maiores valores de *swirl number*, indicando que quanto maior o escoamento secundário com relação à velocidade axial, melhores as condições para a flocculação (atentando-se ao comprimento ótimo dos reatores).

Energia Cinética Específica Média

Foi verificado um comportamento quase periódico e senoidal nas linhas de fluxo que compõem o escoamento em FTHs. Essa característica permitiu a obtenção de um parâmetro único para representar a característica cinemática das linhas de fluxo. O parâmetro referente a esta característica é a energia cinética específica média de uma linha de fluxo representativa da unidade, que indica as diferenças de velocidade verificadas nos elementos de fluido ao longo do escoamento.

Foi possível obter faixas de trabalho ótimas entre a energia cinética específica média adimensional e a eficiência de remoção de turbidez, sendo esta faixa mais estreita que as verificadas para os demais parâmetros hidrodinâmicos avaliados neste trabalho.

A relação entre o número de Reynolds e a quantidade de ciclos de variação de velocidade necessários para a obtenção de eficiência de remoção de turbidez máxima se mostra de grande importância para o projeto racional de FTHs, pois a quantidade de ciclos de variação de velocidade pode ser facilmente obtida por meio de modelagem fluidodinâmica computacional, podendo auxiliar na definição de características geométricas de unidade. Assim, sugere-se o uso da quantidade de ciclos de variação de velocidade como parâmetro auxiliar no projeto de FTHs de alto desempenho.

Vorticidade e Helicidade

Foi obtida uma estreita faixa de trabalho ótima com a utilização do parâmetro hidrodinâmico vorticidade adimensional para a obtenção de eficiências de remoção de turbidez máximas; inclusive, a faixa obtida é mais estreita que a faixa de valores encontrada para o número de Camp (comumente utilizado na avaliação de unidades de floculação). O resultado indica que este parâmetro pode ser utilizado em substituição ao número de Camp para auxiliar no projeto de unidades de floculação de alto desempenho, visto que tal parâmetro propicia uma menor dispersão em relação aos valores ótimos de eficiência de remoção de turbidez.

Foi proposta neste trabalho a utilização do parâmetro hidrodinâmico helicidade como métrica da característica do escoamento secundário verificado em FTHs, uma vez que os perfis referentes a este parâmetro foram bastante aderentes aos perfis de escoamento secundário verificados nas seções transversais de escoamento.

Os resultados obtidos com a utilização do parâmetro hidrodinâmico helicidade para a mensuração do escoamento secundário, em substituição do parâmetro hidráulico comumente utilizado para este fim, o número de Dean, mostraram que a helicidade permite mensurar o escoamento secundário de forma mais satisfatória que o número de Dean, dado seu maior embasamento físico.

Objetivo Específico 2 - Aperfeiçoar modelo matemático de estimativa de eficiência de remoção de turbidez para FTHs (Oliveira, 2008), com enfoque em aspectos hidrodinâmicos da floculação.

Foi possível a obtenção de um modelo de estimativa de eficiência de remoção de turbidez mais aderente ao processo físico por meio do acréscimo de parâmetros representativos do escoamento quando comparado ao modelo de Oliveira (2008), composto apenas de parâmetros geométricos e parâmetros obtidos pela via hidráulica. Essa maior aderência foi mensurada principalmente por meio de três características: (1) a capacidade do modelo de estimar satisfatoriamente o aumento da eficiência de remoção de turbidez até um determinado valor, o alcance do valor máximo (eficiência de remoção de turbidez máxima), seguido do decréscimo dos valores de eficiência de remoção de turbidez com o aumento do tempo de processo; (2) pelo acréscimo no coeficiente de determinação do modelo (aumento de 0,83 para 0,92); e (3) pela redução dos desvios percentuais absolutos verificados entre os valores obtidos por meio de tais modelos e os obtidos por meio de modelagem física (redução do desvio percentual absoluto médio de 2,4% para 1,7% e do desvio percentual absoluto máximo de 9,8% para 6,6%).

A adequação referente à substituição do gradiente médio de velocidade obtido por meio de modelagem física pelo gradiente médio de velocidade obtido pela via hidrodinâmica foi satisfatória, sendo obtido um pequeno acréscimo no coeficiente de determinação do modelo, além de menores desvios percentuais. A presente proposta para o cálculo do gradiente médio de velocidade garante que características intrínsecas ao escoamento em FTH sejam consideradas em sua obtenção. Dentre suas diversas vantagens, destacam-se a grande aderência com o processo físico, a possibilidade de obtenção do gradiente médio de velocidade sem a utilização de equações empíricas, e a possibilidade de obtenção do gradiente médio de velocidade de diversas configurações sem a necessidade de construção de vários protótipos e modelos reduzidos.

A inserção dos parâmetros hidrodinâmicos representativos do escoamento em FTHs no modelo reduziu os desvios verificados entre os valores obtidos experimentalmente e os obtidos com o modelo de estimativa de eficiência de remoção de turbidez. O modelo que apresentou maior aderência com o processo físico foi composto por: dois parâmetros geométricos (D/d e p/L), um parâmetro hidráulico (Re) e quatro parâmetros hidrodinâmicos que representam características intrínsecas do escoamento em FTHs: o número de Camp, o *swirl number*, a energia cinética

específica média adimensional e a helicidade adimensional. Destaca-se que estes parâmetros possuem forte embasamento físico, permitindo representar satisfatoriamente o comportamento hidrodinâmico verificado em FTHs.

Os resultados obtidos por meio da comparação entre o modelo de estimativa de eficiência de remoção de turbidez proposto neste trabalho e os modelos de floculação comumente utilizados para mensuração da eficiência do processo - Argaman e Kaufman (1970) e Bratby et al. (1977) - mostram uma forte aderência entre os valores obtidos com o modelo proposto neste trabalho e o processo físico avaliado, com desvio máximo de 4,3% e desvio médio de 1,3%, quando comparados aos desvios máximos e médios verificados com os outros modelos (48,9% / 36,8% e 13,5% / 12,0%, respectivamente), indicando que o mesmo pode auxiliar no projeto racional de unidade de floculação de escoamento helicoidal. Inclusive, o modelo proposto neste trabalho permitiu verificar a característica ascendente-descendente da eficiência de remoção de turbidez com o aumento do tempo de processo, como verificado nos resultados obtidos por meio de modelagem física; já os modelos avaliados promovem o aparecimento de uma característica assintótica com o aumento do tempo de processo, se afastando consideravelmente da característica real verificada, não sendo então recomendados para avaliação da eficiência de remoção de turbidez em FTHs.

6.2 Recomendações para Trabalhos Futuros

Em virtude da complexidade de diversos aspectos diretamente ligados à presente pesquisa, são apresentadas a seguir recomendações para trabalhos futuros:

- Efetuar a modelagem fluidodinâmica considerando escoamento bifásico (água + sólidos) e a formação de flocos;
- Modelar a agregação e ruptura de flocos utilizando CFD;
- Aumentar o número de testes realizados com a modelagem física de modo a obter uma faixa maior de dados para avaliação, visando obtenção do comprimento ótimo;
- Verificar a aplicabilidade do modelo matemático proposto para situações reais de utilização (por exemplo, para projetos de estações de tratamento de água);
- Avaliar a interferência da quantidade de sólidos na aplicação do modelo proposto.
- Verificar a influência do decantador e da velocidade de sedimentação na eficiência de remoção de turbidez.
- Avaliar a utilização de FTHs em situações de escoamento turbulento.

7. REFERÊNCIAS

AL-HASHIMI, M. A. I.; A. S. K. ASHJYAN. Effectiveness of helical pipes in the flocculation process of water **Filtration and separation Journal** Vol. 26(6): p. 422-429, 1989.

ALVES, L. G. **Escoamento com superfície livre em canais helicoidais abertos: determinação da interface e fator de atrito**. Dissertação de mestrado, Universidade estadual de Campinas, 2000.

ARGAMAN, Y. **Turbulence in orthokinetic flocculation**. Doctor of philosophy, University of California, 1968.

ARGAMAN, Y.; W. J. KAUFMAN. Turbulence and Flocculation. **Journal of the Sanitary Engineering Division. Proceedings of the American Society of Civil Engineers** Vol. 96(SA 2): p. 223 - 241, 1970.

AUSTEN, D. S.; H. M. SOLIMAN. Laminar Flow and Heat Transfer in Helically Coiled Tubes with Substantial Pitch. **Experimental Thermal and Fluid Science**. Vol. 1: p. 183-194, 1988.

BACHE, D. H. Flocculation rupture and turbulence: a framework for analysis. **Chemical Engineering Science**. Vol. 59: p. 2521 – 2534, 2004.

BATCHELOR, G. K. **An Introduction to Fluid Dynamics**. United Kingdom, 2000.

BLASER, S. **The hydrodynamical effect of vorticity and strain on the mechanical stability of flocs**. Doctor of Natural Sciences, Swiss Federal Institute of Technology Zürich, 1998.

BLASER, S. Break-up of flocs in contraction and swirling flows. **Colloids and Surfaces**. Vol. 166: p. 215–223, 2000.

BOLINDER, C. J.; B. SUNDEN. Flow Visualization and LDV Measurements of Laminar Flow in a Helical Square Duct with Finite Pitch. **Experimental Thermal and Fluid Science**. Vol. 11: p. 348-363, 1995.

BRATBY, J.; M. W. MILLER; G. R. MARAIS. Design of flocculation systems from Batch Test Data. **Water SA**. Vol. 3(4): p. 173 - 182, 1977.

BRIDGEMAN, J.; B. JEFFERSON; S. A. PARSONS. Computational fluid dynamics modelling of flocculation in water treatment: a review. **Engineering applications of computational fluid mechanics**. Vol. 3(2): p. 220 - 241, 2009.

BRIDGEMAN, J.; B. JEFFERSON; S. A. PARSONS. The development and application of CFD models for water treatment flocculators. **Advances in Engineering Software**. Vol. 41: p. 99–109, 2010.

CAMP, T. R. Flocculation e flocculation basins. **ASCE Transactions**. Vol. 120: p. 1-16, 1955.

CAMP, T. R.; P. C. STEIN. Velocity Gradients and Internal Work in Fluid Motion. **Journal of Boston Society of Civil Engineers**. Vol. (n. 85): p. 219-237, 1943.

CARISSIMI, E. **Reator Gerador de Flocos – RGF: Concepção e Desenvolvimento Básico**. Dissertação de Mestrado, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, 2003.

CARISSIMI, E.; J. RUBIO. The flocs generator reactor – FGR: a new basis for flocculation and solid–liquid separation. **International Journal of Mineral Processing**. Vol. 75: p. 237 – 247, 2005.

CARISSIMI, E.; J. RUBIO. Characterization of the high kinetic energy dissipation of the Flocs Generator Reactor (FGR). **International Journal of Mineral Processing**. Vol. 85: p. 41–49, 2007.

CARISSIMI, E.; J. RUBIO. **Reator Gerador de Flocos e Processo para tratamento de águas e efluentes**. I.-I. N. d. P. Industrial. Brasil. nº INPI 0406106-3, 2013.

CHIGIER, N. A.; J. M. BEER. Velocity and Static Pressure Distributions in Swirling Air Jets Issuing from Annular and Divergent Nozzles. **Journal of Basic Engineering - Transactions of the ASME**. Vol.: p. 788 - 796, 1964.

CHO, M.-H.; C.-H. LEE; S. LEEB. Effect of flocculation conditions on membrane permeability in coagulation–microfiltration. **Desalination**. Vol. 191: p. 386–396, 2006.

CIONCOLINI, A.; L. SANTINI. An experimental investigation regarding the laminar to turbulent flow transition in helically coiled pipes. **Experimental Thermal and Fluid Science**. Vol. 30 p. 367 - 380, 2006.

CIONCOLINI, A.; L. SANTINI. On the laminar to turbulent flow transition in diabatic helically coiled pipe flow. **Experimental Thermal and Fluid Science**. Vol. 30: p. 653–661, 2006.

CLARK, M. M. Critique of Camp and Stein's RMS Velocity Gradient. **Journal of Environmental Engineering**. Vol. 111(12): p. 741-754, 1985.

CLEASBY, J. L. Is velocity gradient a valid turbulent flocculation parameter? **Journal of Environmental Engineering**. Vol. 110(5): p. 875-897, 1984.

CONTÉ, I.; X. PENG. Numerical investigations of laminar flow in coiled pipes. **Applied Thermal Engineering**. Vol. 28: p. 423 – 432, 2008.

COUFORT, C.; D. BOUYER; A. LINÉ. Flocculation related to local hydrodynamics in a Taylor–Couette reactor and in a jar. **Chemical Engineering Science**. Vol. 60(8-9): p. 2179–2192, 2005.

DAILY, J. W.; D. R. F. HARLEMAN. **Dinámica de los fluidos** Mexico, 1975.

DEAN, W. R. Note on the motion of fluid in a curved pipe. **Philos. Mag.** Vol. 4: p. 208 - 223, 1927.

DEAN, W. R. The stream line motion of fluid in a curved pipe. **Philos. Mag.** Vol. 5: p. 673-695, 1928.

DI BERNARDO, L.; A. D. B. DANTAS. **Métodos e Técnicas de Tratamento de Água**. São Paulo, RIMA, 2005.

- DRUZHININ, O. A. Dynamics of concentration and vorticity modification in a cellular flow laden with solid heavy particles. **Physics of Fluids**. Vol. 7(9): p. 2132 - 2142, 1995.
- ELMALEH, S.; A. JABBOURI. Flocculation energy requirement. **Water Research**. Vol. 25(8): p. 939-943, 1991.
- EUSTICE, J. Flow of water in curved pipe. **Proceedings of the Royal Society of London**. Vol. 84: p. 107 - 118, 1910.
- EUSTICE, J. Experiments on stream-line motion in curved pipes. **Proceedings of the Royal Society of London**. Vol.: p. 119 - 131, 1911.
- FAIR, G. M.; R. S. GEMMELL. A Mathematical model of coagulation **Journal of Colloid Science**. Vol. 19: p. 360 - 372, 1964.
- FALCONER, R. A.; S. LIU. Modelling solute transport using the QUICK scheme. **Journal of Environmental Engineering**. Vol. 114(1): p. 3 - 20, 1988.
- FERRARA, R. A.; D. R. F. HARLEMAN. Hydraulic modelling for waste stabilization ponds. **Journal of the Environmental Engineering Division, ASCE**. Vol. 107(E4): p. 817-830, 1981.
- FORTUNA. **Técnicas computacionais para dinâmica dos fluidos: conceitos básicos e aplicações**. São Paulo, Brasil, 2000.
- GALIER, S.; S. ISSANCHOU; P. MOULIN; M. J. CLIFTON; P. APTEL. Electrochemical Measurement of Velocity Gradient at the Wall of a Helical Tube. **AIChE Journal**. Vol. 49(8): p. 1972 - 1979, 2003.
- GERMANO, M. On the effect of torsion on a helical pipe flow. **Journal of Fluids Mechanics**. Vol. 125: p. 1-8, 1982.
- GERMANO, M. The Dean equations extended to a helical pipe flow. **Journal of Fluids Mechanics**. Vol. 203: p. 289 - 305, 1989.
- GOULA, A. M.; M. KOSTOGLU; T. D. KARAPANTSIOS; A. I. ZOUBOULIS. The effect of influent temperature variations in a sedimentation tank for potable water treatment—A computational fluid dynamics study. **Water Res**. Vol. 42: p. 3405 – 3414, 2008.
- GREGORY, J. Particle interactions in flowing suspensions. **Advances in Colloid and Interface Science**. Vol. 17(1): p. 149–160, 1981.
- GROHMANN, A.; M. REITER; U. WIESMANN. New flocculation units with high efficiency. **Water science and technology**. Vol. 13(11/12): p. 567-573, 1981.
- HAARHOFF, J. Design of around the end hydraulic flocculators **Journal of Water Supply: Research and Technology—AQUA**. Vol. 47(3): p. 142 - 152, 1998.
- HAARHOFF, J.; J. J. VAN DER WALT. Towards optimal design parameters for around-the-end hydraulic Flocculators. **Journal of Water Supply: Research and Technology—AQUA**. Vol.: p. 10, 2001.

HAMEED, M. S.; T. J. MUHAMMED; A. A. SAPRE. Improved technique for river water flocculation. **Filtration & Separation**. Vol. 32(2): p. 63–68, 1995.

HAN, M.; D. F. LAWLER. The (relative) insignificance of G in flocculation. **JAWWA**. Vol. 48(10): p. 19 – 91, 1992.

HANSON, A. T.; J. L. CLEASBY. The Effects of Temperature on Turbulent Flocculation: Fluid Dynamics and Chemistry. **Journal (American Water Works Association)**. Vol. 82(11): p. 56-73, 1990.

HARRIS, H. F.; W. J. KAUFMAN; R. B. KRONE. Orthokinect flocculation in water purification. **Journal San. Eng. Div.; Proc ASCE**. Vol. 92(SA6): p. 95 - 111, 1966.

HAYAMIZU, Y.; K. YAMAMOTO; S. YANASE; T. HYAKUTAKE; T. SHINOHARA; S. MORITA. Experimental Study of the Flow in Helical Circular Pipes: Torsion Effect on the Flow Velocity and Turbulence. **Journal of Thermal Science**. Vol. 17(3): p. 193–198, 2008.

HUANG, M.; Z. YANG; Y.-Y. DUAN; D.-J. LEE. Bubble growth for boiling bubbly flow for R141b in a serpentine tube. **Journal of the Taiwan Institute of Chemical Engineers**. Vol. 42(5): p. 727–734, 2011.

HUNT, J. C. R.; F. HUSSAIN. A note on velocity, vorticity and helicity of inviscid fluid elements **J. Fluid Mech**. Vol. 229: p. 569 - 587, 1991.

HUTTL, T. J.; M. CHAUDHURI; C. WAGNER; R. FRIEDRICH. Reynolds-stress balance equations in orthogonal helical coordinates and application. **ZAMM · Z. Angew. Math. Mech**. Vol. 84(6): p. 403 – 416, 2004.

HUTTL, T. J.; R. FRIEDRICH. Influence of curvature and torsion on turbulent flow in helically coiled pipes. **International Journal of Heat and Fluid Flow**. Vol. 21: p. 345 - 353, 2000.

HUTTL, T. J.; R. FRIEDRICH. Direct Numerical Simulation of turbulent flows in curved and helically coiled pipes. **Computer and Fluids**. Vol. 30: p. 591 - 605, 2001.

IBGE. **Pesquisa Nacional de Saneamento Básico 2008**. Rio de Janeiro, 2010.

INDRUSIAK, M. L. S. **Escoamento Turbulento na saída de um tubo curvo de seção retangular**. . Dissertação de Mestrado, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, 1997.

ISHAK, M. S. A.; M. N. M. JAAFAR. The effect of swirl number on discharge coefficient for various orifice sizes in a burner system **Jurnal Mekanikal**. Vol. 17: p. 99 - 108, 2004.

ITO, H. Friction factors for turbulent flow in curved pipes. **Journal of basic engineering**. Vol.: p. 123 - 134, 1959.

JAYAKUMAR, J. S.; S. M. MAHAJANIA; J. C. MANDALA; K. N. IYER; P. K. VIJAYANB. CFD analysis of single-phase flows inside helically coiled tubes. **Computers and Chemical Engineering**. Vol. 34: p. 430–446, 2010.

JAYAKUMAR, J. S.; S. M. MAHAJANIA; J. C. MANDALA; P. K. VIJAYANB; R. BHOIA. Experimental and CFD estimation of heat transfer in helically coiled heat exchangers. **Chemical engineering research and design**. Vol. 86: p. 221–232, 2008.

- JINSUO, Z.; Z. BENZHAO. Fluid flow in a helical pipe. **Chinese Journal of Mechanics Press**. Vol. 15(4): p. 299-312, 1999.
- KAO, H. C. Torsion effect on fully developed flow in a helical pipe. **Journal Fluid Mechanics**. Vol. 184: p. 335 - 356, 1987.
- KRAMER, T. A.; M. M. CLARK. Influence of Strain-Rate On Coagulation Kinetics. **Journal of Environmental Engineering**. Vol.: p. 444-452, 1997.
- KUBAIR, V.; C. B. S. VARRIER. Pressure drop for liquid flow in helical coils. **Trans Indian Inst. Chem. Eng.** Vol. 14: p., 1962.
- LIBÂNIO, M. **Fundamentos de qualidade e tratamento de água**. Campinas, São Paulo, Editora átomo, 2010.
- LIN, C. X.; M. A. EBADIAN. The effects of inlet turbulence on the development of fluid flow and heat transfer in a helically coiled pipe. **International Journal of Heat and Mass Transfer**. Vol. 42: p. 739 - 751, 1999.
- LIU, J.; M. CRAPPER; G. L. MCCONNACHIE. An accurate approach to the design of channel hydraulic flocculators. **Water Research**. Vol. 38: p. 875–886, 2004.
- LIU, S.; A. AFACAN; H. A. NASR-EL-DIN; J. H. MASLIYAH. An Experimental Study of Pressure Drop in Helical Pipes. **Proceedings: Mathematical and Physical Sciences**. Vol. 444(1921): p. 307-316, 1994.
- LIU, S.; J. H. MASLIYAH. Axially invariant laminar flow in helical pipes with finite pitch. **Journal Fluid Mechanics**. Vol. 251: p. 315 - 353, 1993.
- MAJDA, A. J.; A. L. BERTOZZI. **Vorticity and Incompressible Flow**, CAMBRIDGE UNIVERSITY PRESS, 2003.
- MASUD, M. A.; R. ISLAM; R. SHEIKH; M. ALAM. Stable solution zone for fluid flow through curved pipe with circular cross section. **Journal of naval architecture and marine engineering**. Vol.: p. 19 - 26, 2010.
- MCCONNACHIE, G. L.; J. LIU. Design of baffled hydraulic channels for turbulence -induced flocculation. **Water Research**. Vol. 34: p. 1886 - 1896, 1999.
- MISHRA, P.; S. N. GUPTA. Momentum Transfer in curved pipes. 1. Newtonian Fluids. **Ind. Eng. Chem. Des. Dev.** Vol. 18(1): p. 130-137, 1979.
- MOFFATT, H. K. Helicity in laminar and turbulent flow. **Annu. Rev. Fluid Mech.** . Vol. 24: p. 281-312, 1992.
- MORALES, R. E. M. **Simulação numérica do escoamento livre em um canal helicoidal de seção retangular**. Tese de Doutorado, Universidade estadual de Campinas, 2000.
- MORUZZI, R.; S. OLIVEIRA. Mathematical modeling and analysis of the flocculation process in chambers in series. **Bioprocess Biosyst Eng**. Vol. 36(3): p. 357-363, 2012.

OLIVEIRA, D. S. D. **Avaliação da Eficiência de Remoção de Turbidez em função de variações no comprimento de Floculadores Tubulares Helicoidais**. Dissertação de Mestrado, UFES, 2008.

PEDOCCHI, F.; I. PIEDRA-CUEVA. Camp and Stein's Velocity Gradient Formalization. **Journal of Environmental Engineering**. Vol. (131): p. 1369 – 1376, 2005.

PELISSARI, L. M. T. **Influência de parâmetros de projeto no desempenho do floculador tubular helicoidal aplicado ao tratamento de água de abastecimento**. Dissertação de Mestrado, Universidade Federal do Espírito Santo, 2006.

PIAZZA, I. D.; M. CIOFALO. Numerical prediction of turbulent flow and heat transfer in helically coiled pipes. **International Journal of Thermal Sciences**. Vol. 49: p. 653–663, 2010.

RAUEN, W. B. **Physical and Numerical Modelling of 3-D Flow and Mixing Processes in Contact Tanks**, Cardiff University, 2005.

REBHUN, M.; Y. ARGAMAN. Evaluation of hydraulic efficiency of sedimentation basins. **Journal of the Sanitary Engineering Division. Proceedings of the American Society of Civil Engineers**. Vol. 91(SA5): p. 37-45, 1965.

ROACHE, P. J. **Fundamentals of Computational Fluid Dynamics**. New York, Hermosa Pub, 1998.

ROCKLAGE-MARLIANI, G.; M. SCHMIDTS; V. I. V. RAM. Three-Dimensional Laser-Doppler Velocimeter Measurements in Swirling Turbulent Pipe Flow. **Flow, Turbulence and Combustion**. Vol. 70: p. 43–67, 2003.

ROJAS, J. C.; B. MORENO; G. GARRALÓN; F. PLAZA; J. PÉREZ; M. A. GÓMEZ. Influence of velocity gradient in a hydraulic flocculator on NOM removal by aerated spiral-wound ultrafiltration membranes (ASWUF). **Journal of Hazardous Materials**. Vol. 178: p. 535–540, 2010.

ROSSINI, M.; J. G. GARRIDO; M. GALLUZZO. Optimization of the coagulation flocculation treatment: influence of rapid mix parameters. **Water Res**. Vol. 33(8): p. 1817 - 1826, 1999.

SALGADO, A. L. **Modelagem numérica de unidades de floculação: verificação de metodologia de calibração e influência do modelo de turbulência na caracterização hidrodinâmica**. Dissertação de Mestrado, Universidade Federal do Espírito Santo, 2006.

SAMARAS, K.; A. ZOUBOULIS; T. KARAPANTSIOS; M. KOSTOGLU. A CFD-based simulation study of a large scale flocculation tank for potable water treatment. **Chemical Engineering Journal**. Vol. 162(1): p. 208–216, 2010.

SARTORI, M. **Caracterização Hidrodinâmica de Floculadores Tubulares Helicoidais por Meio de Simulação Numérica Tridimensional**. Dissertação de Mestrado, Universidade Federal do Espírito Santo, 2006.

SARTORI, M.; D. S. OLIVEIRA; E. C. TEIXEIRA; W. B. RAUEN; N. C. REIS. CFD Modelling of helically coiled tubes for velocity gradient assessment. **Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences and Engineering (Online)**. Vol.: p., 2014.

SCHMIDT, E. F. Heat transfer and pressure loss in pipe coils. **Chem. Ing. Tech**. Vol. 39: p. 781-789, 1967.

- SEKIOU, F.; A. KELLIL. Effect of organic and mineral matters on kinetic and performance of flocculation. **Desalination**. Vol. 249: p. 891–894, 2009.
- SELLECK, R. E.; B. M. SAUNIER; H. F. COLLINS. Kinetics of bacterial deactivation with chlorine. **Journal of Environmental Engineering Division, ASCE**. Vol. 104(EE6): p. 1197-1212, 1978.
- SHEEN, H. J.; W. J. CHEN; S. Y. JENG; T. L. HUANG. Correlation of swirl number for a radial-type swirl generator. **Experimental Thermal and Fluid Science**. Vol. 12: p. 444-451, 1996.
- SILVA, R. C. D. **Avaliação da Influência da geometria e Dinâmica do escoamento de Floculadores Tubulares Helicoidais na Redução de Turbidez, utilizando Modelagem Física**. Dissertação de Mestrado, Universidade Federal do Espírito Santo, 2007.
- SILVEIRA, A. N. D.; R. SILVA; J. RUBIO. Treatment of acid mine Drainage (AMD) in South Brazil: comparative active processes and water reuse. **International Journal of Mineral Processing**. Vol. 93: p. 103 – 109, 2009.
- SINCERO, A. P.; G. A. SINCERO. **Physical-chemical Treatment of Water and Wastewater**, IWA, 2003.
- SMOLUCHOWSKI, M. Versuch einer mathematischen Theorie der Koagulationskinetik kolloider Lösungen. **Z. physikalische Chemie**. Vol. 92: p. 129–168 1917.
- SREENIVASAN, K. R.; P. J. STRYKOWSKI. Stabilization Effects in flow through helically coiled pipes. **Experiments in Fluids**. Vol.: p. 31-36, 1983.
- SRINIVASAN, P. S.; S. S. NANDAPURKAR; F. A. HOLLAND. A pressure drop and heat transfer in coils. **Chemical Engineering** Vol. 113: p., 1968.
- SULC, R.; P. DITL. Scale up of clay slurry flocculation in an agitated tank. **Chemical and Process Engineering**. Vol. 30: p. 443–451, 2009.
- TANNEHILL, J. C.; D. A. ANDERSON; R. H. PLETCHER. **Computational Fluid Mechanics and Heat Transfer** 1997.
- TEIXEIRA, E. C. **Hydrodynamic processes and hydraulic efficiency of chlorine contact units**. Doctor of Philosophy, University of Bradford, 1993.
- THIRUVENKATACHARI, R.; H. H. NGO; P. HAGARE; S. VIGNESWARAN; R. B. AIM. Flocculation-cross-flow microfiltration hybrid system for natural organic matter (NOM) removal using hematite as a flocculent. **Desalination**. Vol. 147(1): p. 83-88, 2002.
- TIWARI, P.; S. P. ANTAL; M. Z. PODOWSKI. Three-dimensional fluid mechanics of particulate to-phase flows in U-bend and helical conduits. **Physics of fluids**. Vol. 18(4): p. 1 - 18, 2006.
- TSE, I. C.; K. SWETLAND; M. L. WEBER-SHIRK; L. W. LION. Method for quantitative analysis of flocculation performance. **Water Res**. Vol. 45(10): p. 3075-3084, 2011.
- VAEZI, G. F.; R. S. SANDERS; J. H. MASLIYAH. Flocculation kinetics and aggregate structure of kaolinite mixtures in laminar tube flow. **J Colloid Interface Sci**. Vol. 355(1): p. 96-105, 2011.

VANELI, B. P.; M. SARTORI; D. S. D. OLIVEIRA; E. C. TEIXEIRA. **Influência do modelo de turbulência na modelagem numérica computacional de flocculadores tubulares helicoidais operando em condições de baixo número de reynolds** XX Simpósio Brasileiro de Recursos Hídricos. Bento Gonçalves, RS, ABRH: 1-8, 2013.

VIGNESWARAN, S.; T. SETIADI. Flocculation study on spiral flocculator. **Water, Air, and Soil Pollution**. Vol. 29(2): p. 165-188 1986.

WANG, C. On the low – Reynolds – number flow in a helical pipe. **Journal Fluid Mechanics**. Vol. 108: p. 185 – 194, 1981.

WHITE, F. M. **Fluid Mechanics**, University of Rhode Island, 1998.

WOLS, B. A.; L.SHAO; W.S.J.UJTTEWAAL; J.A.M.H.HOFMAN; L.C.RIETVELD; J.C.VANDIJK. Evaluation of experimental techniques to validate numerical computations of the hydraulics inside a UV bench-scale reactor. **Chemical Engineering Science**. Vol. 65: p. 4491–4502, 2010.

XIE, D. G. Torsion effect on secondary flow in a helical pipe. **International Journal of Heat and Fluid Flow**. Vol. 11(2): p. 114 - 119, 1990.

YAMAMOTO, K.; T. AKITA; H. IKEUCHI; Y. KITA. Experimental study of the flow in a helical circular tube. **Fluid Dynamics Research**. Vol. 16(4): p. 237–249, 1995.

YAMAMOTO, K.; A. ARIBOWO; Y. HAYAMIZU; T. HIROSE; K. KAWAHARA. Visualization of the flow in a helical pipe. **Fluid Dynamics Research**. Vol. 30: p. 251–267, 2002.

YAMAMOTO, K.; S. YANASE; R. JIANG. Stability of the flow in a helical tube. **Fluid Dynamics Research**. Vol. 22: p. 153-170, 1998.

YAMAMOTO, K.; S. YANASE; T. YOSHIDA. Torsion effect on the flow in a helical pipe. **Fluid Dynamics Research**. Vol. 14(5): p. 259–273, 1994.

YANASE, S.; N. GOTO; K. YAMAMOTO. Dual solutions of the flow through a curved tube. **Fluid Dynamics Research**. Vol. 5: p. 191 – 201, 1989.

YANASE, S.; K. YAMAMOTO; T. YOSHIDA. Effect of curvature on dual solutions of flow through a curved circular tube. **Fluid Dynamics Research**. Vol. 13: p. 217 – 228, 1994.

YANG, Z.; H. B. KELLER. Multiple laminar flow through curved pipes. **Applied Numerical Mathematics**. Vol. 2: p. 257 – 271, 1986.

YILDIZ, C.; Y. BIQER; D. PEHLIVAN. Heat Transfers and Pressure Drops in Rotating Helical Pipes. **Applied Energy**. Vol. 50: p. 85 - 94, 1995.

YU, B.; B. ZHENG; C. X. LIN; O. J. PENA; M. A. EBADIAN. Laser Doppler anemometry measurements of laminar flow in helical pipes. **Experimental Thermal and Fluid Science**. Vol. 27: p. 855–865, 2003.

ZUMAETA, N.; E. P. BYRNE; J. J. FITZPATRICK. Predicting precipitate breakage during turbulent flow through different flow geometries. **Colloids and Surfaces A: Physicochem. Eng. Aspects**. Vol. 292: p. 251–263, 2007.

8. APÊNDICES

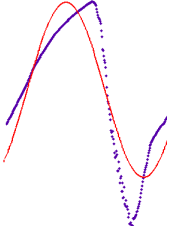
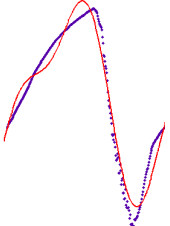
8.1 Apêndice 1 – Aproximação da Função Velocidade da Linha de Fluxo por Série de Fourier

Uma função periódica não senoidal pode ser aproximada por uma soma de funções senoidais (e um termo constante) através da Série de Fourier. A formulação matemática que expressa a decomposição numa Série de Fourier é dada pela Equação (8.1):

$$f(t) = a_0 + \sum_{n=1}^{\infty} a_n \cos(nwt + \theta_n) \quad (8.1)$$

A fim de determinar a quantidade de termos não constantes considerados na série, foi utilizado o software comercial MatLab® para ajustar um período da curva de velocidade numa linha de fluxo, em função do tempo teórico de detenção normalizado. Foram realizados ajustes sucessivos, adicionando-se novos termos a série, de forma a obter um coeficiente de determinação satisfatório.

A Figura 8.1 mostra a quantidade de termos não constantes considerados na série, a função ajustada, a representação gráfica do ajuste e o coeficiente de determinação obtido para uma configuração d reator.

<i>Quantidade de termos não constantes da série</i>	<i>Função Ajustada</i>	<i>Representação Gráfica do Ajuste</i>	<i>Coefficiente de Determinação</i>
1	$f(t) = a_0 + a_1 \cos(wt + \theta_1)$		0,82
2	$f(t) = a_0 + a_1 \cos(wt + \theta_1) + a_2 \cos(2wt + \theta_2)$		0,96

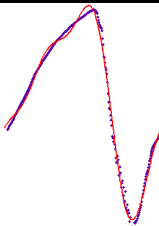
3	$f(t) = a_0 + a_1 \cos(\omega t + \theta_1) + a_2 \cos(2\omega t + \theta_2) + a_3 \cos(3\omega t + \theta_3)$		0,99
---	--	---	------

Figura 8.1 – Quantidade de termos não constantes considerados na série, a função ajustada, a representação gráfica do ajuste e o coeficiente de determinação obtido. Característica do reator: arranjo 5

A partir das informações contidas na Figura 8.1, foi definida a quantidade de termos não constantes considerados na série igual a 2, com coeficiente de determinação superior a 0,95. Destaca-se que a característica verificada no período representado na Figura 8.1 foi também verificada nos demais casos estudados e, por este motivo, tais informações foram suprimidas deste anexo.