



ANÁLISE EXPERIMENTAL E NUMÉRICA DE EROSÃO POR PARTÍCULAS SÓLIDAS EM UMA JUNTA “T”

Felipe Lopes Menezes dos Reis

Dissertação de Mestrado apresentada ao Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica, COPPE, da Universidade Federal do Rio de Janeiro, como parte dos requisitos necessários à obtenção do título de Mestre em Engenharia Mecânica.

Orientador: Atila Pantaleão Silva Freire

Rio de Janeiro
Maio de 2021

**ANÁLISE EXPERIMENTAL E NUMÉRICA DE EROSÃO POR PARTÍCULAS
SÓLIDAS EM UMA JUNTA “T”**

Felipe Lopes Menezes dos Reis

DISSERTAÇÃO SUBMETIDA AO CORPO DOCENTE DO INSTITUTO
ALBERTO LUIZ COIMBRA DE PÓS-GRADUAÇÃO E PESQUISA DE
ENGENHARIA DA UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO DE JANEIRO COMO
PARTE DOS REQUISITOS NECESSÁRIOS PARA A OBTENÇÃO DO GRAU
DE MESTRE EM CIÊNCIAS EM ENGENHARIA MECÂNICA.

Orientador: Atila Pantaleão Silva Freire

Aprovada por: Prof. Atila Pantaleão Silva Freire

Prof^a. Juliana Braga Rodrigues Loureiro

Prof. Jader Riso Barbosa Júnior

Eng. Marcus Vinicius Duarte Ferreira

RIO DE JANEIRO, RJ – BRASIL

MAIO DE 2021

Reis, Felipe Lopes Menezes dos

Análise Experimental e Numérica de Erosão por Partículas Sólidas em uma Junta “T”/Felipe Lopes Menezes dos Reis. – Rio de Janeiro: UFRJ/COPPE, 2021.

XIV, 112 p.: il.; 29, 7cm.

Orientador: Atila Pantaleão Silva Freire

Dissertação (mestrado) – UFRJ/COPPE/Programa de Engenharia Mecânica, 2021.

Referências Bibliográficas: p. 107 – 112.

1. Erosão. 2. Junta “T”. 3. Escoamento com partículas. I. Freire, Atila Pantaleão Silva. II. Universidade Federal do Rio de Janeiro, COPPE, Programa de Engenharia Mecânica. III. Título.

Agradecimentos

Gostaria de agradecer à minha família por sempre incentivar meus projetos, por acreditar em minha capacidade e pelas incalculáveis demonstrações de amor. O apoio e carinho de vocês foi fundamental em todas as etapas de minha formação.

A todos os meus colegas do NIDF, agradeço o companheirismo, a prontidão em ajudar sempre que possível, e por deixarem nossos dias mais leves e felizes. À equipe técnica e administrativa do laboratório, obrigado por me ajudarem a concretizar minhas ideias e a construir este projeto peça por peça, literalmente.

Sou extremamente grato a todos os membros e ex-membros da equipe do projeto de Erosão. Muito obrigado pela confiança e por aceitarem participar deste projeto comigo. Em especial, agradeço ao Daniel, Eduardo e Gabriel por toda a ajuda durante o desenvolvimento das simulações, e ao Bruno e Cristian pelo incansável suporte durante a montagem e execução dos experimentos.

Ao meu orientador, professor Atila, agradeço a generosidade, os conselhos e o entusiasmo com o projeto. Obrigado por compartilhar comigo sua visão de mundo.

Agradeço à ANP e à Petrobras pelo financiamento desta pesquisa através dos projetos nº 20497-4 e nº 20334-9.

Resumo da Dissertação apresentada à COPPE/UFRJ como parte dos requisitos necessários para a obtenção do grau de Mestre em Ciências (M.Sc.)

ANÁLISE EXPERIMENTAL E NUMÉRICA DE EROSÃO POR PARTÍCULAS SÓLIDAS EM UMA JUNTA “T”

Felipe Lopes Menezes dos Reis

Maio/2021

Orientador: Atila Pantaleão Silva Freire

Programa: Engenharia Mecânica

Diversos processos industriais utilizam fluidos carregados de partículas sólidas. A presença de partículas no escoamento pode originar, dentre outros problemas, o desgaste acelerado de instrumentos de monitoramento e de componentes-chave, aumentando os riscos de operação e os custos de manutenção. A modelagem do fenômeno erosivo, no entanto, não é trivial devido ao grande número de parâmetros relevantes. Grande parte dos modelos de dano existentes foram calibrados para o caso de jato impingente e pouco se sabe sobre a predição de erosão em geometrias mais complexas e em condições fora de suas faixas de validação. Este trabalho tem como objetivo avaliar a aplicabilidade de tais modelos de erosão a uma outra geometria: uma junta do tipo ‘T’ de seção quadrada. Ensaios experimentais foram realizados em uma instalação que operou com uma mistura de água e partículas abrasivas de carbeto de silício (SiC). Foram caracterizados o campo de velocidade – através da técnica de Velocimetria por Imagem de Partículas (PIV) – e o dano por erosão na junta ‘T’. Os resultados foram comparados com simulações numéricas realizadas através de uma abordagem Euleriana-Lagrangeana. O método RANS foi escolhido para a solução do escoamento, empregando-se os modelos de turbulência *realisable* $\kappa - \epsilon$ e $\kappa - \omega SST$ para fins comparativos. A trajetória das partículas foi determinada através de balanço de forças considerando acoplamento de uma-via entre as fases. O dano por erosão foi calculado a partir de quatro modelos disponíveis na literatura. As estimativas de danos por erosão foram promissoras para uma combinação específica de modelo de turbulência e modelo de dano. O modelo de dano proposto por OKA e YOSHIDA (2005) utilizado em conjunto com a solução do escoamento dada pelo modelo de turbulência $\kappa - \omega SST$ apresentou o menor erro relativo quando comparado com os dados experimentais.

Abstract of Dissertation presented to COPPE/UFRJ as a partial fulfillment of the requirements for the degree of Master of Science (M.Sc.)

EXPERIMENTAL AND NUMERICAL ANALYSIS OF SOLID PARTICLE EROSION ON A T-JUNCTION

Felipe Lopes Menezes dos Reis

May/2021

Advisor: Atila Pantaleão Silva Freire

Department: Mechanical Engineering

Several industrial processes work with particle-laden flows. The presence of particles in pipes can cause, among other problems, accelerated wear damage on monitoring instruments and key components, increasing operation risks as well as maintenance costs. Nonetheless, modelling the erosive phenomenon is not trivial due to the large number of relevant parameters. Most of existing damage models have been calibrated for the jet impingement configuration and little is known about the prediction of erosion in more complex geometries and in conditions outside their validation range. This work aims at evaluating the applicability of such erosion models to another geometry: a square T-junction. Experimental tests were carried out in a rig that worked with a mixture of water and abrasive particles of silicon carbide (SiC). The velocity field – provided by the Particle Image Velocimetry (PIV) technique – and the erosion damage at the junction were characterized. The results were compared with numerical simulations conducted with an Eulerian-Lagrangian approach. The RANS method was chosen to solve the flow, employing *realisable* $\kappa-\epsilon$ and $\kappa-\omega$ SST turbulence models for comparative purposes. Particle trajectories were determined by force balance considering one-way coupling between phases. Erosion damage was calculated from four wear models available in the literature. The estimates for the erosive wear were promising for a specific combination of the turbulence model and the damage model. The damage model proposed by OKA e YOSHIDA (2005) applied alongside the flow solution given by the turbulence model $\kappa-\omega$ SST presented the smallest relative error when compared to the experimental data.

Sumário

Lista de Figuras	x
Lista de Tabelas	xiv
1 Introdução	1
1.1 Introdução e Motivação	1
1.2 Objetivos	2
1.2.1 Objetivos Gerais	2
1.2.2 Objetivos Específicos	3
1.3 Organização do trabalho	3
2 Revisão Bibliográfica	4
2.1 Erosão	4
2.1.1 Complexidade do Fenômeno	4
2.1.2 Mecanismos de Erosão	5
2.1.3 Sensibilidade aos Parâmetros	7
2.1.4 Grandezas em Erosão	15
2.1.5 Principais Modelos de Erosão	16
2.1.6 Tipo de Particulado	22
2.1.7 Formato do dano	24
2.2 Escoamento de suspensões ou <i>slurry</i>	25
2.2.1 Alteração da viscosidade	26
2.2.2 Acoplamento	26
2.3 Junta do Tipo ‘T’	27
2.3.1 Escoamento em junta ‘T’	28
2.3.2 Erosão em ‘T’	28
2.3.3 Junta ‘T’ quadrada	30
3 Metodologia	31
3.1 Metodologia Experimental	32
3.1.1 Fluido e particulado	32
3.1.2 Material da amostra a ser erodida	32

3.1.3	Descrição do aparato experimental	34
3.1.4	Velocidade de deposição	40
3.1.5	Operação do aparato experimental	43
3.1.6	Caracterização do escoamento	45
3.1.7	Caracterização das amostras	52
3.1.8	Cálculo da razão de erosão	54
3.1.9	Matriz de Testes	55
3.2	Metodologia Numérica	56
3.2.1	Considerações Gerais	56
3.2.2	Abordagem	61
3.2.3	Modelagem da fase Euleriana	62
3.2.4	Modelagem da fase Lagrangeana	64
3.2.5	Implementação de novas bibliotecas no <i>OpenFOAM</i>	66
3.2.6	Condições de Contorno	67
3.2.7	Geração de malha	68
3.2.8	Matriz de Simulações	70
4	Resultados e Discussão	72
4.1	Variáveis globais do escoamento	72
4.1.1	Execução dos experimentos	72
4.1.2	Parâmetros globais	72
4.1.3	Variação de temperatura	73
4.1.4	Cavitação	74
4.2	Particulado	75
4.2.1	Quebra de partículas	75
4.2.2	Concentração de partículas em linha	76
4.2.3	Regime de escoamento	77
4.3	Avaliação experimental do escoamento	78
4.3.1	Sistema de coordenadas	78
4.3.2	Sensibilidade do número de imagens nos resultados	78
4.3.3	Campo de Velocidade Média	79
4.3.4	Campo de Energia Cinética Turbulenta Média	81
4.3.5	Análise de perfis de velocidade e energia cinética turbulenta .	82
4.4	Avaliação numérica do escoamento	86
4.4.1	Malha e processamento	86
4.4.2	Campo de Velocidade Média	86
4.4.3	Campo de Energia Cinética Turbulenta Média	90
4.4.4	Análise de perfis de velocidade e energia cinética turbulenta .	92
4.5	Campo contínuo: comparação numérica e experimental	95

4.5.1	Comparação de Campo de Velocidade Média	95
4.5.2	Comparação de Campo de Energia Cinética Turbulenta Média	96
4.5.3	Comparação de perfis de velocidade e energia cinética turbulenta	96
4.6	Dano causado por erosão	99
4.6.1	Avaliação do perfil de erosão	99
4.6.2	Avaliação da razão de erosão	102
5	Considerações Finais	105
5.1	Conclusões	105
5.2	Propostas de Trabalhos Futuros	106
Referências Bibliográficas		107

Listas de Figuras

2.1	Representação esquemática da erosão causada por mecanismos de corte e deformação em materiais dúcteis e frágeis. (Adaptado de JAVAHERI <i>et al.</i> , 2018).	6
2.2	Razão de erosão <i>versus</i> tamanho de partícula. (Adaptado de TILLY, 1973).	9
2.3	Comportamento típico da influência do ângulo de impacto na erosão para materiais dúcteis e frágeis. (Adaptado de ARABNEJAD, 2015).	13
2.4	Linhas de corrente do fluido e trajetórias simuladas de partículas para metade de um jato impingente. (a) Linhas de corrente para o ar; (b) Trajetórias de partículas no ar ($d_p = 300 \mu\text{m}$, $St = 3643$); (c) Linhas de corrente para um líquido; (d) Trajetórias de partículas no líquido ($d_p = 300 \mu\text{m}$, $St = 27$). (Adaptado de MANSOURI, 2016).	15
2.5	Dependência angular do modelo de FINNIE (1960).	17
2.6	Dependência angular do modelo de E/CRC.	19
2.7	Dependência angular do modelo de OKA e YOSHIDA (2005).	20
2.8	Dependência angular do modelo de ARABNEJAD <i>et al.</i> (2015)	21
2.9	Comparação entre os modelos de erosão apresentados.	23
2.10	Comparação dos formatos característicos de perfis erodidos. (Adaptado de MANSOURI <i>et al.</i> , 2015).	24
2.11	Campo de velocidades para o escoamento de um jato impingente em uma simulação CFD. (Adaptado de MANSOURI <i>et al.</i> , 2015)	25
2.12	Regimes de escoamento slurry em um tubo horizontal. (Adaptado de BRENNEN, 2005).	25
2.13	Especificação dos nomes adotados em uma junção do tipo ‘T’. As setas indicam o sentido do escoamento.	27
2.14	Possibilidades de escoamento de uma junta do tipo ‘T’. A condição destacada é a que será utilizada neste trabalho.	28
2.15	Desenhos esquemáticos do campo de velocidades e da região erodida de escoamento <i>slurry</i> no interior de uma junta ‘T’. (Adaptado de ZHANG <i>et al.</i> , 2017).	29

3.1	Dimensões internas da junta ‘T’ que será utilizada neste trabalho.	31
3.2	Distribuição de tamanho de partículas de carbeto de silício (<i>Mesh #150</i>)	33
3.3	Microscopia eletrônica de varredura para os grãos de carbeto de silício (<i>Mesh #150</i>)	33
3.4	Modelo esquemático 2D do aparato experimental.	34
3.5	Modelo computacional 3D do aparato experimental.	35
3.6	Fotografia geral do simulador físico.	36
3.7	Fotografia da seção de testes.	37
3.8	Detalhe da construção da junta ‘T’ em acrílico.	38
3.9	Velocidade média do escoamento <i>versus</i> vazão de operação da bomba.	39
3.10	Reynolds do escoamento <i>versus</i> vazão de operação da bomba.	39
3.11	Velocidade de deposição <i>versus</i> diâmetro de partícula (SiC, 1% <i>wt.</i>)	41
3.12	Vazão de deposição <i>versus</i> diâmetro de partícula (SiC, 1% <i>wt.</i>)	41
3.13	Carta de regime de escoamento para <i>slurry</i> . (Adaptado de MIEDEMA, 2016)	42
3.14	Carta de regime de escoamento para <i>slurry</i> . (Adaptado de TURIAN e YUAN, 1977).	43
3.15	Modo de operação 1: testes de erosão.	44
3.16	Modo de operação 2: limpeza do fluido	45
3.17	Representação esquemática do princípio de operação dos medidores de vazão ultrassônicos. (Adaptado de LIPTAK, 2003).	46
3.18	Pontos de medição de pressão na junta ‘T’.	47
3.19	Esquema do princípio de funcionamento da técnica PIV. (Adaptado de RAFFEL <i>et al.</i> , 2018).	49
3.20	Diagrama de montagem do sistema PIV na bancada experimental.	51
3.21	Desenho esquemático ilustrando as posições do laser para iluminar a região de interesse.	51
3.22	Exemplo de imagem de calibração utilizada no sistema PIV.	52
3.23	Etapas de processamento das imagens no método PIV.	53
3.24	Esquema das flutuações da componente <i>U</i> da velocidade. (Adaptado de VERSTEEG e MALALASEKERA 2007).	57
3.25	Espectro de energia turbulenta (<i>E(k)</i>) em função do número de onda (<i>k</i>), com a indicação da região de aplicação dos métodos RANS, LES e DNS. (Adaptado de HIRSCH, 2007).	58
3.26	Esquema de solução de uma simulação de um problema de erosão utilizando fluidodinâmica computacional.	61
3.27	Estrutura do submodelo de erosão na implementação antiga e na biblioteca desenvolvida.	67

3.28 Ilustração das condições de contorno utilizadas nas superfícies do domínio computacional.	68
3.29 Detalhes das malhas computacionais utilizadas.	69
 4.1 Variação média de temperatura do fluido durante os experimentos	73
4.2 Cavitação observada experimentalmente na junta ‘T’.	74
4.3 Região de baixa pressão observada computacionalmente na junta ‘T’. .	75
4.4 Distribuição de tamanho das partículas ao longo do tempo.	76
4.5 Variação de concentração mássica de partículas em linha durante os experimentos.	77
4.6 Sombra de partículas na junta ‘T’.	77
4.7 Ilustração do sistema de coordenadas e da localização dos perfis de interesse na junta ‘T’	78
4.8 Análise de sensibilidade da técnica PIV na posição $x = 2.0L$	79
4.9 Campo de velocidade experimental para $Re = 9.5 \times 10^4$	80
4.10 Campo de velocidade experimental para $Re = 1.2 \times 10^5$	80
4.11 Campo de velocidade experimental para $Re = 1.6 \times 10^5$	80
4.12 Campo de κ experimental para $Re = 9.5 \times 10^4$	81
4.13 Campo de κ experimental para $Re = 1.2 \times 10^5$	81
4.14 Campo de κ experimental para $Re = 1.6 \times 10^5$	82
4.15 Comparação de perfis de velocidade e κ experimentais na posição $y = 1.5L$	83
4.16 Comparação de perfis de velocidade experimentais na posição $x = 0.0L$. .	83
4.17 Comparação de perfis de velocidade e κ experimentais na posição $x = 1.0L$	84
4.18 Comparação de perfis de velocidade e κ experimentais na posição $x = 2.0L$	85
4.19 Comparação de perfis de velocidade experimentais nas posições $x = 1.0L$ e $x = -1.0L$	85
4.20 Campo de velocidade numérico para $Re = 9.5 \times 10^4$, modelo $\kappa - \omega SST$	88
4.21 Campo de velocidade numérico para $Re = 9.5 \times 10^4$, modelo <i>realisable</i> $\kappa - \epsilon$	88
4.22 Campo de velocidade numérico para $Re = 1.2 \times 10^5$, modelo $\kappa - \omega SST$	88
4.23 Campo de velocidade numérico para $Re = 1.2 \times 10^5$, modelo <i>realisable</i> $\kappa - \epsilon$	89
4.24 Campo de velocidade numérico para $Re = 1.6 \times 10^5$, modelo $\kappa - \omega SST$	89
4.25 Campo de velocidade numérico para $Re = 1.6 \times 10^5$, modelo <i>realisable</i> $\kappa - \epsilon$	89
4.26 Campo de κ numérico para $Re = 9.5 \times 10^4$, modelo $\kappa - \omega SST$	90

Lista de Tabelas

2.1	Coeficientes empíricos da função angular para a Eq. (2.11)	18
2.2	Constantes e expoentes da equação preditiva 2.12.	20
3.1	Descrição dos equipamentos indicados.	35
3.2	Dimensão dos diâmetros dos componentes utilizados	40
3.3	Tabela de coeficientes para a Eq. (3.1).	40
3.4	Matriz de testes experimentais para PIV.	55
3.5	Matriz de testes experimentais de erosão.	56
3.6	Tabela relacionando os modelos de turbulência mais utilizados em CFD e o número de equações de transporte extra necessárias. (Adaptado de VERSTEEG e MALALASEKERA, 2007)	61
3.7	Coeficientes empíricos em função da esfericidade da partícula. (Retirado de HAIDER e LEVENSPIEL, 1989).	65
3.8	Matriz de simulações numéricas.	71
4.1	Parâmetros globais dos experimentos de erosão executados	73
4.2	Dados sobre tamanho de malha e tempo de processamento.	87
4.3	Parâmetros globais dos experimentos de erosão executados	100

Capítulo 1

Introdução

1.1 Introdução e Motivação

Diversos processos industriais utilizam fluidos carregados de partículas sólidas que escoam através de sistemas hidráulicos. Durante o transporte, essas partículas podem colidir repetitivamente com componentes e equipamentos, causando remoção de material da superfície. Este processo é chamado de erosão por partículas sólidas.

Na indústria do petróleo e gás, a presença de areia e outros particulados - como sais inorgânicos - é uma característica intrínseca dos escoamentos multifásicos tipicamente existentes (óleo, água, gás, partículas). Barreiras mecânicas - telas e filtros - são frequentemente utilizadas para eliminar ou conter a produção de areia. Entretanto, pequenas partículas ($50\text{ }\mu\text{m}$ ou menos) podem escapar deste recurso e provocar, além da erosão, aumento da perda de carga e entupimento de tubulações em um efeito cascata.

A erosão por partículas sólidas é um fenômeno indesejado em muitos casos. Dependendo da severidade do dano superficial, a vida útil dos componentes é drasticamente reduzida, podendo ocasionar vazamentos, falhas abruptas ou acidentes ambientais e resultar em interrupções na produção e em custos elevados de manutenção.

Os componentes nos quais há mudanças bruscas na direção do escoamento são os mais suscetíveis ao desgaste erosivo, tais como válvulas, juntas de solda, curvas e conexões. Nesses casos, devido à inércia das partículas e à turbulência do escoamento, as partículas sólidas podem se desvencilhar das linhas de corrente e colidir com a parede dos equipamentos, provocando desgaste.

Desta forma, entende-se que a previsão de desgaste por erosão é crítico não só para garantir a gestão da operação e a confiabilidade dos processos, mas também para permitir o projeto de equipamentos que apresentem maior resistência ao fenômeno durante seu funcionamento.

No entanto, a erosão é um processo mecânico altamente complexo. Ao longo do último século, diversas foram as tentativas para modelá-la; porém, houve pouca concordância no meio acadêmico sobre os mecanismos teóricos de desgaste e os parâmetros relevantes a serem considerados em um modelo, conforme explicado no trabalho de MENG e LUDEMA (1995). Além disso, a ausência de um conjunto de equações preditivas de uso geral e prático dificulta a aplicação dos modelos existentes para outras geometrias e condições. O trabalho de PARSI *et al.* (2014) estende esta discussão com ênfase na descrição de modelos com aplicações na engenharia de poços e tubulações.

Ademais, grande parte das tentativas clássicas de modelagem para a estimativa e descrição dos danos provocados por erosão são desenvolvidas e calibradas a partir da configuração de jatos impingentes, lançando um questionamento sobre sua validade e acurácia ao serem utilizadas em outros tipos de geometrias e condições.

Portanto, é necessário avaliar a aplicabilidade destes modelos de erosão a outras situações, de forma a permitir sua utilização em geometrias cada vez mais complexas onde a validação dos resultados por testes experimentais torna-se cada vez mais difícil.

Para este trabalho, a geometria escolhida foi a de uma junta ‘T’ de seção quadrada. A conexão ‘T’ foi selecionada por ser um componente industrial bastante utilizado e por estar sujeita ao desgaste acelerado devido ao comportamento do escoamento em seu interior. Já o formato quadrado da seção transversal tem dupla finalidade: diminuir a distorção de imagem durante a aplicação de métodos ópticos de caracterização e visualização de escoamentos, e facilitar o alinhamento e a reposição das amostras entre os testes destrutivos de erosão. A junta ‘T’ quadrada é uma geometria rara no estudo de erosão, com poucos estudos na literatura sobre danos erosivos em seu interior. Os objetivos apresentados a seguir refletem a problemática apresentada nesta seção e o incluem o rigor científico para a avaliação da extração do uso dos modelos a serem estudados.

1.2 Objetivos

1.2.1 Objetivos Gerais

O objetivo principal deste trabalho é avaliar a aplicabilidade dos modelos de erosão desenvolvidos e calibrados para jato impingente a outras geometrias, em particular a uma junta do tipo ‘T’ de seção quadrada. Foram realizadas simulações físicas e numéricas para o entendimento do fenômeno de erosão pelo impacto de partículas sólidas, com foco em avaliar a influência do número de Reynolds no processo erosivo. Os ensaios foram realizados em uma bancada de testes construída especificamente

para este fim nas dependências do Núcleo Interdisciplinar de Dinâmica dos Fluidos (NIDF/UFRJ).

1.2.2 Objetivos Específicos

1. Medição de parâmetros globais do escoamento (pressão, vazão e temperatura);
2. Monitoramento de concentração mássica e distribuição de diâmetro de partículas ao longo dos ensaios experimentais;
3. Medição local e global do dano causado por erosão nas amostras;
4. Medição do campo contínuo do escoamento através da técnica de Velocimetria por Imagem de Partículas (PIV);
5. Simulação computacional de escoamentos na abordagem Euleriana-Lagrangeana através de modelagem RANS;
6. Comparaçāo dos resultados numéricos e experimentais de campo de velocidade e de dano.

1.3 Organização do trabalho

Este trabalho está organizado em um total de 5 capítulos. O Capítulo 2 apresenta uma revisão da literatura, onde são discutidos tópicos como a modelagem do fenômeno de erosão, escoamentos de suspensões e simulação Lagrangeanas. O Capítulo 3 detalha a metodologia empregada, abordando aspectos de projeto, construção e operação da bancada experimental e descrevendo os métodos numéricos utilizados para as simulações. O Capítulo 4 apresenta os resultados experimentais e numéricos e uma análise a partir dos dados coletados. Por fim, no Capítulo 5 são feitas conclusões sobre o trabalho realizado e são apresentadas linhas de pesquisa para trabalhos futuros.

Neste trabalho será utilizado o ponto ‘.’ como separador decimal.

Capítulo 2

Revisão Bibliográfica

Neste capítulo serão apresentados temas que abordam o fenômeno erosivo, seus mecanismos e modelos mais comuns, além de trabalhos sobre escoamentos em juntas do tipo ‘T’ e sobre simulações numéricas de escoamentos com particulados.

O entendimento do processo de erosão, bem como o da geometria em questão, é fundamental para que se possa realizar uma melhor modelagem do fenômeno e uma interpretação assertiva dos resultados numéricos e experimentais.

2.1 Erosão

2.1.1 Complexidade do Fenômeno

A erosão pode ser definida como uma série de interações químicas e físicas entre um corpo e o meio no qual ele está inserido, resultando em perda de material da superfície do corpo. Este fenômeno pode ter diversas origens. Na literatura, costuma-se classificar a erosão baseada nas causas que ocasionaram a remoção do material. Uma classificação simplificada foi sugerida por MENG e LUDEMA (1995) e é exibida abaixo, destacando-se alguns exemplos para cada caso.

- Erosão por ação mecânica:
 - Desgaste por corte
 - Desgaste por deformação
 - Desgaste por cavitação
 - Desgaste por impacto
- Erosão por ação química:
 - Desgaste por corrosão
 - Desgaste por oxidação

- Erosão por ação térmica:
 - Desgaste por derretimento
 - Desgaste por alteração das propriedades superficiais

O presente trabalho focará nos estudos de erosão por ação mecânica, em especial via impacto de partículas sólidas. A erosão por partículas sólidas refere-se ao processo de desgaste da superfície dos materiais causado pelo impacto repetitivo de partículas. O processo de erosão ocorre em nível microscópico, porém, com o tempo, o dano pode estender-se até assumir formas macroscópicas.

A descrição de um dano por erosão é extremamente complexa devido ao múltiplo conjunto de fatores distintos envolvidos no fenômeno. Tais fatores estão relacionados não apenas às características do material alvo, mas também às características da partícula e às condições do escoamento.

2.1.2 Mecanismos de Erosão

A erosão por partículas sólidas abrange uma combinação dos seguintes mecanismos primários: corte, deformação, fadiga e fratura. Os mecanismos de corte e deformação são geralmente associados à maneira com a qual a partícula abrasiva age na superfície do material. Já os mecanismos de fadiga e fratura estão associados ao material da superfície do objeto sofrendo desgaste; os materiais podem ter comportamentos dúcteis ou frágeis de acordo com suas propriedades básicas e de acordo com os parâmetros do experimento.

Apesar disso, é comum assumir que a erosão ocorre devido aos mecanismos principais de corte e deformação, introduzido originalmente por FINNIE (1960). Vale ressaltar que *corte* e *deformação* são apenas termos que foram inicialmente utilizados para descrever esses mecanismos e que, desde então, acabaram se consolidando graças ao seu uso crescente; eles não têm o mesmo significado técnico que as palavras *corte* e *deformação* na área de metalurgia. Portanto, eles não são termos muito adequados e podem causar confusão em um leitor desatento.

Essencialmente, JAVAHERI *et al.* (2018) associa o *mecanismo de corte* a partículas impactando a superfície erodida em um ângulo oblíquo e com energia suficiente para arrancar um fragmento de material. Já o *mecanismo de deformação* é associado ao impacto perpendicular de partículas na superfície erodida com energia cinética suficiente para causar deformação plástica ou formar trincas na superfície. Esses mecanismos ocorrem de formas diferentes para materiais dúcteis e frágeis, abordados em detalhes nas seções a seguir.

A Figura 2.1 ilustra bem a diferença entre erosão em materiais dúcteis e frágeis.

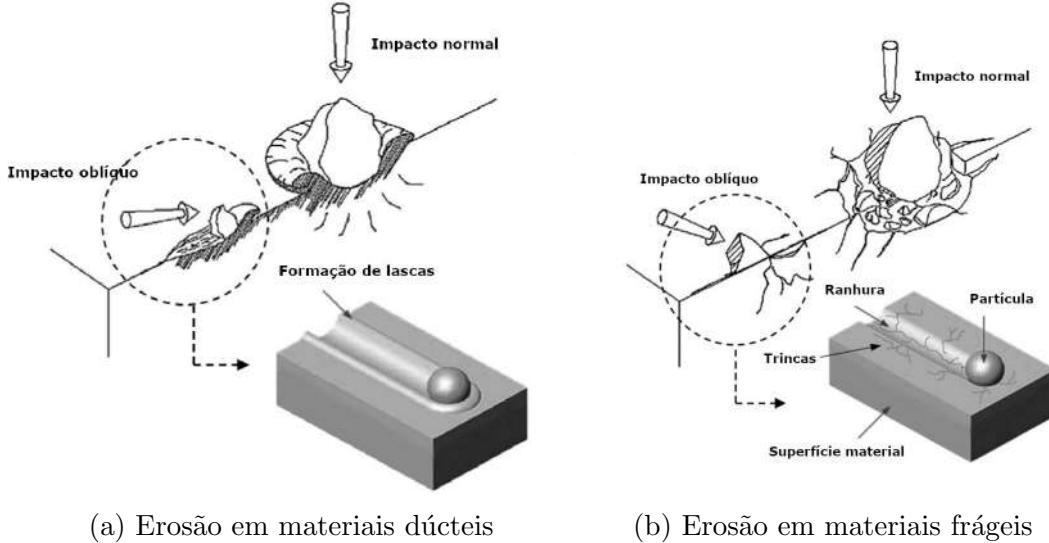


Figura 2.1: Representação esquemática da erosão causada por mecanismos de corte e deformação em materiais dúcteis e frágeis. (Adaptado de JAVAHERI *et al.*, 2018).

2.1.2.1 Erosão em Materiais Dúcteis

O trabalho de FINNIE (1960) foi um dos primeiros a focar no entendimento dos mecanismos de erosão em materiais dúcteis. Ele sugere que a erosão nesse tipo de material ocorre a partir de mecanismos de micro-corte. Segundo o autor, quando uma partícula impacta a superfície a baixos ângulos de incidência, ela cria uma cratera. Os impactos sucessivos de outras partículas alargam esta cratera, acumulando lascas de material ao redor da mesma. Estas lascas ao redor da cratera são eventualmente removidas ou parcialmente aparadas pelo impacto de outras partículas.

No entanto, o trabalho de FINNIE (1960) só consegue descrever a erosão para baixos ângulos de impacto. Sua teoria diz que, à medida que o ângulo de impingência aumenta (chegando próximo à 90°), as partículas se acumulariam na superfície do material e criariam uma barreira que impossibilitasse a erosão de ocorrer. Este modelo pode ser utilizado para prever o ângulo onde ocorre erosão máxima de forma satisfatória, porém falha ao estimar a erosão para ângulos de impacto elevados, apresentando resultados subestimados em comparação com dados experimentais.

Alguns anos depois, BITTER (1963) modificou este modelo para corrigir sua deficiência. Ele introduziu em seus cálculos a influência do mecanismo de deformação. Desta forma, partículas que colidem com a superfície a elevados ângulos de impacto podem deformar plasticamente o material e, após sucessivos impactos, causar sua remoção.

Baseado nestes mecanismos de micro-corte e deformação, o endurecimento da superfície metálica - através de tratamentos térmicos ou por trabalho a frio - reduziriam o dano causado por erosão. Porém o efeito oposto foi observado. LEVY (1995) constatou que a erosão de superfícies que já sofreram algum tipo de desgaste

tende a ser maior quando comparado com superfícies sem nenhum tipo de dano. Desta forma, a taxa de erosão em um processo aumenta à medida que a superfície é danificada.

Diferentemente dos demais autores, BELLMAN e LEVY (1981) ainda sugerem que mecanismos de forja e extrusão ocorram durante o impacto das partículas com a superfície. A colisão do particulado com o metal cria crateras rasas e lascas de material ao redor dela, que são aparadas pela colisão com outras partículas. Durante a formação dessas lascas, ocorre um aquecimento adiabático cisalhante na superfície do material. A energia cinética das partículas é alta o suficiente não só para deformar plasticamente o material e gerar as lascas, mas também para transferir energia e aquecer uma fina camada de material até uma temperatura próxima da temperatura de recozimento do metal, alterando suas propriedades mecânicas.

Diversos outros trabalhos sobre os mecanismos de erosão em materiais dúcteis estão disponíveis na literatura, tais como TILLY (1973), JAHANMIR (1980) e ANDREWS (1981)

2.1.2.2 Erosão em Materiais Frágeis

Ao contrário dos mecanismos de erosão para materiais dúcteis, o fenômeno erosivo em materiais frágeis é mais compreendido e aceito na literatura. O trabalho de SRINIVASAN e SCATTERGOOD (1988) sugere que, em materiais frágeis, a erosão ocorre pela formação de trincas na superfície. Quando uma partícula colide com a superfície, ela cria trincas laterais e radiais. Devido ao impacto de outras partículas, essas trincas crescem e se propagam até se encontrarem umas com as outras e partirem a superfície material em pedaços menores. Isto resulta na remoção de material e na formação de crateras.

A descrição deste fenômeno é corroborada pelos trabalhos de SUNDARARAJAN (1991) e de KLEIS e KULU (2007).

2.1.3 Sensibilidade aos Parâmetros

Muitos são os parâmetros envolvidos no fenômeno de erosão por partículas sólidas. Para que se desenvolva modelos que sejam assertivos, é necessário identificar os parâmetros mais relevantes.

Em 1995, MENG e LUDEMA já haviam feito um levantamento dos modelos de erosão existentes na literatura e apresentaram dados que denotam diversas dissintuições entre os autores. Da revisão feita, foram listados 180 modelos, com uma média de 5 variáveis para cada um. Desse conjunto de variáveis, constatou-se mais de 100 variáveis diferentes para descrever o fenômeno erosivo. Observação semelhante se dá no artigo de PARSI *et al.* (2014). Apesar de haver parâmetros consensuais sobre

sua importância no processo de erosão – como velocidade de impacto e ângulo de ataque, por exemplo – os autores tendem a divergir muito quando se veem diante da necessidade de escolher mais parâmetros. Além disso, é comum se deparar com parâmetros subjetivos ou difíceis de serem mensurados, como “área molecular de contato” e “durabilidade de aspereza”.

O estudo desenvolvido por CLARK (2002) mostra a presença de seis principais parâmetros que estão fortemente correlacionados com o dano superficial: (1) velocidade de impacto da partícula, (2) ângulo de impacto da partícula, (3) tamanho, forma, densidade e dureza da partícula, (4) concentração de partículas, (5) densidade e viscosidade do fluido e (6) propriedades do material da superfície: dureza, densidade, tenacidade à fratura, dentre outros.

FROSELL *et al.* (2015), no entanto, sugerem uma classificação mais ampla das propriedades, dividindo-as em quatro categorias distintas: propriedades da partícula, propriedades de impacto, propriedades da superfície impactada e propriedades do escoamento do fluido.

A seguir será detalhada a influência de cada um desses parâmetros no fenômeno de erosão.

2.1.3.1 Propriedades da Partícula

Formato da partícula

O formato da partícula tem grande influência na magnitude do dano por erosão. O estudo conduzido por LEVY e CHIK (1983) com partículas esféricas e angulares mostrou haver diferença de até quatro vezes entre o dano causado pelas partículas angulares (dano maior) com relação às partículas redondas (dano menor). Além disso, observou-se também uma diferença no formato das crateras na superfície do material após o impacto. Partículas redondas geravam crateras circulares e rasas, ao passo que partículas angulares criavam crateras mais profundas e disformes.

Um fator de forma (geralmente expresso pela esfericidade) costuma ser incluído em muitos dos modelos de erosão para levar em conta o formato da partícula no dano estimado.

Tamanho da partícula

O tamanho da partícula é um parâmetro com grande influência na erosão visto que, para uma mesma velocidade de impingimento, partículas maiores possuem energia cinética maior do que partículas menores.

Os trabalhos de TILLY (1973), LIEBHARD e LEVY (1991) e GANDHI e BORSE (2002) observaram que há um crescimento linear entre o tamanho de

partícula e a razão de erosão (razão entre massa de material removido e massa de partículas injetadas). No entanto, também foi observado que, a partir de certo ponto, o aumento no diâmetro do particulado não causa mais efeito na erosão, fazendo com que a razão de erosão se mantenha praticamente constante. Desta forma, existe um tamanho crítico de partícula cuja erosão causada é máxima. Segundo TILLY (1973) e MISRA e FINNIE (1981), o tamanho crítico é de aproximadamente 100 μm ; o material da partícula utilizado nestes estudos foram, respectivamente, quartzo e carbeto de silício. A Figura 2.2 traduz esse comportamento.

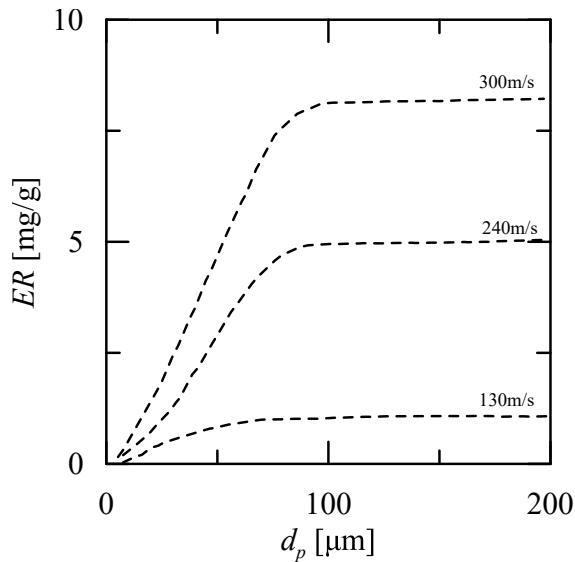


Figura 2.2: Razão de erosão *versus* tamanho de partícula. (Adaptado de TILLY, 1973).

DESALE *et al.* (2009) propôs uma correlação na forma de lei de potência para expressar a dependência entre o tamanho das partículas (d_p) e taxa de erosão (ER). Esta correlação é utilizada por diversos autores e está exibida na Eq. (2.1).

$$ER \propto d_p^n \quad (2.1)$$

O valor do expoente n pode variar entre 0.3 a 2.0 e é sensível às propriedades do material, condições experimentais, velocidade e diâmetro das partículas. Na maioria dos casos, n assume o valor unitário e uma relação linear é observada.

Segundo PARSI *et al.* (2014), as partículas menores causam menos erosão porque elas possuem menor energia cinética e menor força de impacto para erodir a superfície. Entretanto, apesar da densidade, formato e dureza das partículas afearem o fenômeno erosivo, as partículas maiores ainda assim causarão maior dano

por erosão, mesmo com propriedades mecânicas e metalúrgicas similares às das partículas menores. Isto é corroborado pelo fato das partículas menores serem mais afetadas pela turbulência do escoamento; a transferência de quantidade de movimento entre fluido e partícula é mais acentuado e eficiente quanto menor for a partícula, o que as fazem responder a flutuações mais facilmente. Além disso, as interações partícula-partícula também podem ter efeito na erosão, visto que, para uma mesma massa de particulado, quanto menor o tamanho das partículas, maiores as chances de colisões entre elas.

Concentração da partícula

Diversos trabalhos mostram que a concentração de partículas no fluido e o desgaste erosivo possuem uma relação inversamente proporcional.

Os experimentos conduzidos por FROSELL *et al.* (2015) apresentam resultados compatíveis com o que foi observado por TURENNE *et al.* (1989). Ao utilizarem diversas concentrações de particulado (máximo de aproximadamente 20% em massa), os autores perceberam que um aumento na concentração resultava em uma diminuição gradativa da taxa de erosão. Tal comportamento pode ser expresso através da lei de potência exibida na Eq. (2.2), onde ΔW é a variação de massa da amostra, M é a massa de partículas bombeadas durante o teste, φ é a concentração volumétrica da mistura e k é uma constante baseada nas condições do experimento. A potência n varia entre 0.33 para concentrações elevadas e 0.19 para baixas concentrações (até 8%).

$$ER = \frac{\Delta W}{M} = \frac{k}{\varphi^n} \quad (2.2)$$

Segundo ANAND *et al.* (1987), isso ocorre porque, com o aumento da concentração de partículas, há também o aumento da interação partícula-partícula. Não só há maiores chances de ocorrerem choques entre partículas durante o escoamento, reduzindo assim sua energia cinética disponível antes da colisão, como também há maiores chances das partículas que estão se direcionando para atingir a amostra colidirem com as partículas que já se chocaram com a amostra devido à diferença de velocidade entre elas. Estas colisões entre partículas próximas à superfície do material auxiliam na dispersão de parte do particulado impingente, resultando em menos partículas impactando a parede e, logo, menor dano por erosão. Em inglês, este fenômeno chama-se *screening*.

Este tópico será novamente abordado adiante durante a revisão de escoamentos de suspensões e acoplamento.

Material da partícula

O estudo de LEVY e CHIK (1983) apontou que a dureza da partícula também tem efeito na taxa de erosão. Segundo os autores, são as partículas com maior dureza que causam mais dano à superfície. No entanto, quando a dureza Vickers da partícula atinge o valor de 700 HV, qualquer novo aumento na dureza não promove mais alterações na taxa de erosão. Isso acontece porque, nesta dureza, as partículas são duras o suficiente para não quebrarem ao se chocarem com a superfície do material alvo.

Quando uma partícula dúctil se choca com a parede, ela pode se quebrar em partículas menores com menor massa e energia cinética e, consequentemente, menor erosividade. Após análise via microscopia eletrônica de varredura, LEVY e CHIK constataram a aderência e entranhamento de pequenas partículas na superfície das amostras metálicas, fato que contribui para a redução da taxa de erosão.

Portanto, os autores concluem que partículas mais duras podem ter maiores propriedades abrasivas porque quebram menos quando impactam na superfície, porém existe um valor crítico de dureza a partir do qual qualquer aumento não se reflete no aumento da erosividade da partícula.

Apesar disso, estudos experimentais em andamento no NIDF/UFRJ já sinalizam a quebra de partículas de carbeto de silício (SiC) após a colisão com alvos feitos em aço inox AISI 304. Esta questão deve ser levada em consideração durante a montagem e operação da bancada experimental prevista neste trabalho.

WADA e WATANABE (1987) propuseram a seguinte correlação (Eq. (2.3)) que explica a relação entre taxa de erosão (ER) e a razão entre a dureza do material alvo (HV_{alvo}) e a dureza das partículas (HV_{part}).

$$ER \propto \left(\frac{HV_{alvo}}{HV_{part}} \right)^n \quad (2.3)$$

Além da dureza, LEVY e CHIK (1983) também apontam que a densidade é outro parâmetro relevante na determinação do poder abrasivo de uma partícula. Partículas mais densas possuem maior energia cinética e maior força de impacto, podendo causar maiores danos na superfície do material alvo.

2.1.3.2 Propriedades do Impacto

Velocidade de impacto

O trabalho de FINNIE (1960) foi um dos primeiros a propor uma equação preditiva para a erosão. Nessa modelagem, a taxa de erosão (ER) era proporcional

ao quadrado da velocidade de impacto da partícula (V_p), na relação descrita pela Eq. (2.4). A potência $n = 2$ do expoente é atribuída à energia cinética da partícula antes do impacto.

$$ER \propto V_p^n \quad (2.4)$$

Entretanto, MANSOURI (2016) menciona que ensaios experimentais mostram que o valor do expoente n é maior do que 2, (tipicamente 2.3 ou 2.4). Isto se deve à rotação das partículas, fato que só foi reconhecido pelo autor original do modelo 35 anos depois (FINNIE, 1995). Ao considerar a rotação das partículas, há o surgimento de um novo termo na Eq. (2.4) com dependência ao cubo da velocidade de impacto. Porém, caso o valor de n da equação original seja corrigido de 2 para algum valor entre 2 e 3, este novo termo pode ser omitido.

Ângulo de impacto

MANSOURI (2016) afirma que já é bem estabelecida na literatura a existência de correlação entre taxa de erosão e ângulo de impacto das partículas. As propriedades do material erodido, mais especificamente sua dureza, determinam a relação entre a taxa de erosão e o ângulo de incidência. Assim, a função que dará o dano por erosão será diferente para materiais frágeis e dúcteis.

O estudo conduzido por HUTCHINGS (1992) concluiu que materiais dúcteis apresentam maiores taxas de erosão para ângulos de impacto baixos (entre 15° e 40°), ao passo que em materiais frágeis a erosão máxima ocorre em ângulos próximos a 90°. A Figura 2.3 apresenta esse comportamento de forma gráfica.

O mecanismo dominante de erosão é quem explica a diferença dessas funções para materiais dúcteis e frágeis. Em materiais dúcteis, o mecanismo dominante é o de corte, o qual ocorre predominantemente a baixos ângulos de impingimento. Já em materiais frágeis, o mecanismo principal é o de deformação plástica, cujo dano máximo ocorre em impactos normais.

Por conta dessas diferenças, diversas funções angulares já foram propostas pelos pesquisadores. PARSI *et al.* (2014), no entanto, ressalta que grande parte dessas funções são calibradas empiricamente, válida apenas em condições bem limitadas. É essencial, portanto, escolher uma função angular apropriada para cada caso, levando em consideração o tipo de fluido e as propriedades da partícula e do material alvo em estudo.

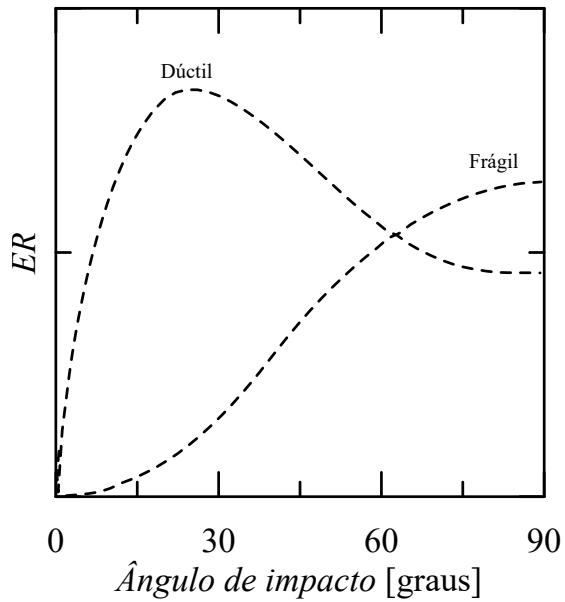


Figura 2.3: Comportamento típico da influência do ângulo de impacto na erosão para materiais dúcteis e frágeis. (Adaptado de ARABNEJAD, 2015).

2.1.3.3 Propriedades da Superfície Alvo

Diversas propriedades relacionadas à superfície do material alvo foram testadas por pesquisadores para que se descobrisse a relação entre elas e o dano por erosão. Dentre as propriedades mais usuais tais como dureza, tenacidade e ductilidade, FINNIE (1972) afirma que a que mais tem influência na erosão é a dureza. Os autores chegaram a encontrar uma relação inversamente proporcional (Eq. (2.5)) entre o volume removido da amostra ($V_{removido}$) e a dureza da amostra (HV_{alvo}), medida em Vickers. As amostras estudadas eram de aço recocido.

$$\vartheta_{removido} \propto \frac{1}{HV_{alvo}} \quad (2.5)$$

Além disso, o trabalho de FINNIE (1972) também concluiu que o aumento da dureza Vickers do material alvo por meio de tratamento térmico não teve influência na erosão.

Mais recentemente, ARABNEJAD (2015) encontrou uma correlação (Eq. (2.6)) entre taxa de erosão (ER) e dureza Vickers do material alvo (HV_{alvo}).

$$ER \propto \frac{1}{\sqrt{HV_{alvo}}} \quad (2.6)$$

2.1.3.4 Propriedades do Escoamento do Fluido

Dentre todos os parâmetros discutidos, os que mais possuem influência na taxa de erosão são aqueles que se relacionam com as propriedades do escoamento. Em erosão por impacto de partículas sólidas, as partículas são transportadas até à parede do material alvo por um fluido e, como as partículas estão entranhadas no fluido, características como densidade e viscosidade do fluido afetarão o comportamento das partículas e, por conseguinte, a magnitude e o padrão de erosão.

Em escoamentos gás-sólido, a inércia das partículas sólidas é alta e elas podem cruzar as linhas de corrente do escoamento de gás. Com o aumento da viscosidade do fluido em escoamentos do tipo líquido-sólido, a força de arrasto nas partículas passa a ter papel mais relevante; nesse tipo de escoamento, as partículas sólidas costumam seguir as linhas de corrente de maneira mais fiel.

O comportamento da partícula em um fluido pode ser caracterizado através do número de Stokes (St). Partículas que apresentam número de Stokes próximo ou menor que a unidade tendem a se comportar como partículas traçadoras e seguir as linhas de corrente do fluido. Já partículas que possuem alto número de Stokes tendem a seguir sua trajetória inicial, visto que sua inércia é o fator dominante.

O número de Stokes é definido como a razão entre o tempo característico de uma partícula e tempo característico do fluido. O cálculo do número de Stokes pode ser feito pelas Eqs. (2.7) e (2.8) abaixo, onde τ_p é o tempo de relaxação da partícula, U_f é a velocidade do fluido, L_f é o comprimento característico, ρ_p é a densidade da partícula, d_p é o diâmetro da partícula e μ_f é a viscosidade dinâmica do fluido.

$$St = \frac{\tau_p U_f}{L_f} \quad (2.7)$$

$$\tau_p = \frac{\rho_p d_p^2}{18\mu_f} \quad (2.8)$$

A Figura 2.4 ilustra o efeito do número de Stokes na trajetória de partículas em um jato impingente.

Um fato relevante é que, para escoamentos gás-sólido (alto número de Stokes), as partículas tenderão a colidir com a superfície do material alvo com praticamente o mesmo ângulo de incidência do fluido. Já para escoamentos líquido-sólido (baixo número de Stokes), as partículas são desviadas e impactam na superfície com diferentes ângulos de colisão. Será visto mais adiante que o número de Stokes tem influência também no formato do dano por erosão na superfície do material alvo.

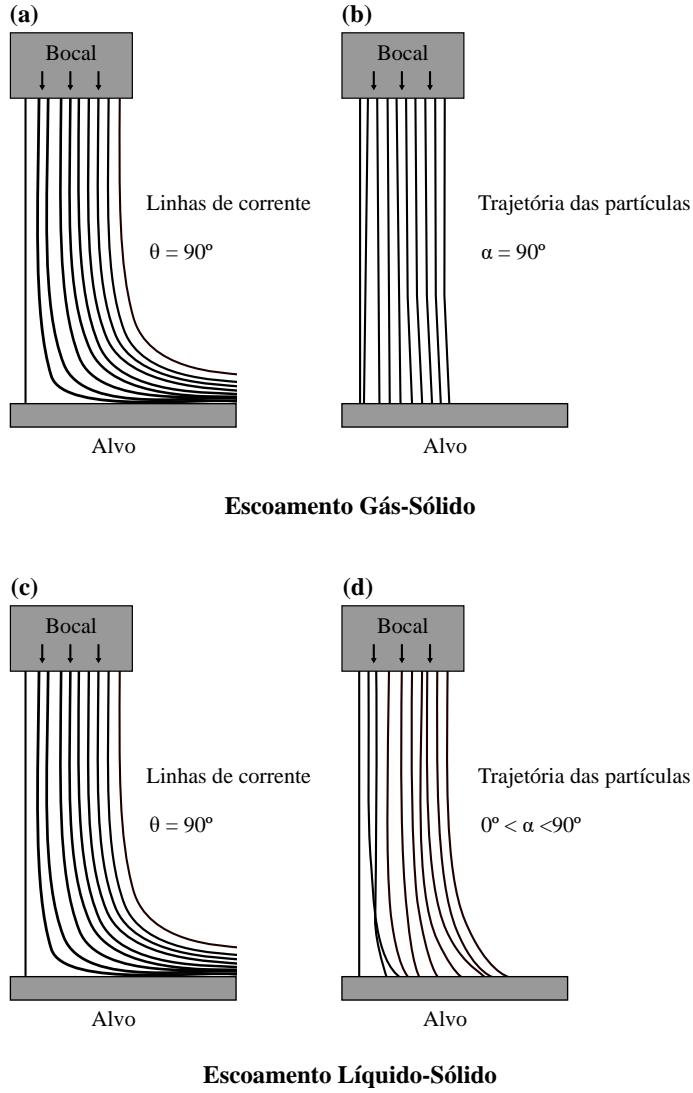


Figura 2.4: Linhas de corrente do fluido e trajetórias simuladas de partículas para metade de um jato impingente. (a) Linhas de corrente para o ar; (b) Trajetórias de partículas no ar ($d_p = 300 \mu\text{m}$, $St = 3643$); (c) Linhas de corrente para um líquido; (d) Trajetórias de partículas no líquido ($d_p = 300 \mu\text{m}$, $St = 27$). (Adaptado de MANSOURI, 2016).

2.1.4 Grandezas em Erosão

O dano por erosão pode ser descrito de muitas formas. Normalmente, utilizam-se duas grandezas derivadas para relatar dados experimentais: “taxa de erosão” (ou *erosion rate*) e “razão de erosão” (ou *erosion ratio*).

A “taxa de erosão” é geralmente expressa em unidade de perda de massa, volume ou espessura em função do tempo. Exemplos característicos são dados expressos em kg/h ou mm/ano .

Já “razão de erosão” é expressa em unidade de perda de massa, volume ou espessura pela massa de partículas que impactaram a superfície. Os dados podem ser fornecidos em g/g , kg/kg , m^3/kg , dentre outros.

2.1.5 Principais Modelos de Erosão

A erosão por partículas sólidas é um fenômeno que vem sido estudado há décadas, com os primeiros trabalhos de relevância surgindo na década de 1960. O estudo da erosão foi muito incentivado desde então em razão de sua importância industrial.

A modelagem do fenômeno, no entanto, não é trivial. O elevado número de variáveis e os complexos mecanismos físicos atuando no processo dificultam a tarefa de modelagem. O resultado é um conjunto vasto de modelos e equações na literatura com faixas de validade restritas, sem garantias de resultados assertivos quando aplicadas a outras condições. Até hoje não há disponível uma equação multipropósito, de uso global, para cálculo de erosão.

Pode-se dividir os modelos de predição de erosão em três grandes grupos: os modelos mecanicistas, os modelos empíricos, e os modelos baseados em CFD. Grande parte dos modelos utilizados costumam combinar mais de uma dessas abordagens. O trabalho de PARSI *et al.* (2014) faz uma extensa revisão dos modelos de erosão existentes nessas categorias, com foco para aplicações na área de engenharia de poços e tubulações.

Nesta seção serão apresentados os modelos de erosão mais relevantes para este trabalho.

2.1.5.1 FINNIE (1960)

O primeiro trabalho focado em desenvolver um modelo analítico para prever a erosão foi desenvolvido por FINNIE (1960). A abordagem do autor considera o grão abrasivo atuando como a ponta de uma ferramenta de usinagem durante o impacto com a superfície. A erosão em materiais dúcteis ocorreria por mecanismos de deformação plástica, e, para materiais frágeis, por formação e propagação de trincas. O volume removido por um grão abrasivo ideal pode ser calculado pela Eq. (2.9). Percebe-se que a única propriedade física considerada relevante para o autor é a tensão limite de escoamento do material alvo.

$$\vartheta = \begin{cases} \frac{m_p V_p^2}{P\psi_k} \left(\sin(2\alpha) - \frac{6}{\kappa} \sin^2 \alpha \right) & \text{para } \tan(\alpha) < \frac{\kappa}{6} \\ \frac{m_p V_p^2}{P\psi_k} \left(\frac{\kappa \cos^2 \alpha}{6} \right) & \text{para } \tan(\alpha) > \frac{\kappa}{6} \end{cases} \quad (2.9)$$

Nesta equação:

- m_p é a massa de um único grão abrasivo;
- V_p é a velocidade de impacto da partícula;
- α é o ângulo de impacto;

- P é a tensão limite de escoamento;
- κ é a razão entre a componente vertical e horizontal da força na partícula;
- ψ_k é a razão entre profundidade de contato e profundidade do corte.

Apesar da relevância histórica, esta modelagem apresenta algumas inconsistências: para baixos ângulos de impacto, a erosão é superestimada; para alto ângulos, a erosão do modelo é praticamente nula. O comportamento do modelo de é exibido na Figura 2.5.

Conforme discutido nas seções anteriores, o modelo de FINNIE (1960) leva em consideração os mecanismos de corte e deformação. Apesar de funcionar bem para baixos ângulos de impacto, ele falha em prever a erosão quando para elevados ângulos de impacto. Para impactos normais à superfície, em particular, a erosão indicada pelo modelo é nula.

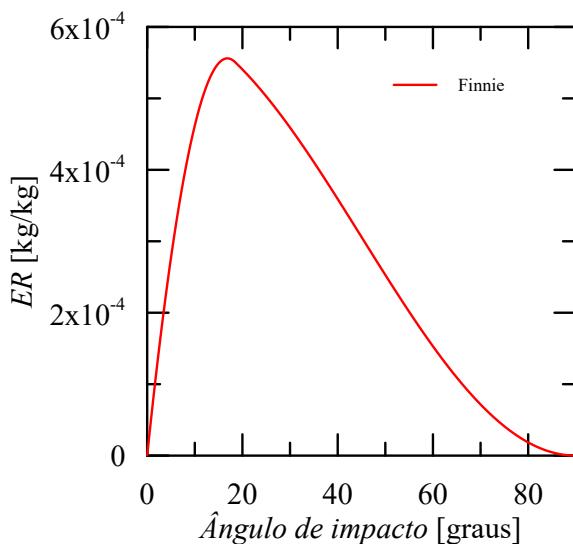


Figura 2.5: Dependência angular do modelo de FINNIE (1960).

2.1.5.2 E/CRC

Poucos trabalhos haviam obtido resultados consistentes quando se tentava relacionar a erosão com o ângulo de impacto de uma partícula. Isso levou pesquisadores como AHLERT (1994) e OKA *et al.* (2005) a proporem modelos que são consideravelmente diferentes, mas que atacam justamente essa questão.

O trabalho de AHLERT (1994) foi desenvolvido no *Erosion/Corrosion Research Center (E/CRC)*, sediado na Universidade de Tulsa (EUA), e originou uma equação empírica que fornece a máxima erosão para determinadas condições experimentais.

Ele também postulou a existência de uma função angular $F(\alpha)$ que poderia ser utilizada para inferir a taxa de erosão a partir do cálculo de erosão máxima, conforme descrito na Eq. (2.10).

$$\begin{cases} ER_{max} = 2.17 \times 10^{-7} (HB)^{-0.59} F_s V_p^{2.41} \\ ER(\alpha) = ER_{max} \cdot F(\alpha) \end{cases} \quad (2.10)$$

Nesta equação:

- V_p é a velocidade de impacto da partícula;
- $F(\alpha)$ é a função angular do modelo;
- HB é a dureza Brinell do material alvo;
- F_s é a esfericidade da partícula.

O trabalho de ZHANG *et al.* (2007), do mesmo centro de pesquisas, definiu a função angular $F(\alpha)$ a partir de dados coletados em experimentos de erosão com água e areia e com ar e areia. Para os autores, a função seria um polinômio descrito pela Eq. (2.11).

$$F(\alpha) = \sum_{i=1}^5 A_i \alpha^i \quad (2.11)$$

Os coeficientes A_i do polinômio são apresentados na Tabela 2.1. A Figura 2.6 apresenta o comportamento do modelo.

Tabela 2.1: Coeficientes empíricos da função angular para a Eq. (2.11).

A1	A2	A3	A4	A5
5.40	-10.11	10.93	-6.33	1.42

2.1.5.3 OKA e YOSHIDA (2005)

Os trabalhos de OKA *et al.* (2005) e OKA e YOSHIDA (2005) se assemelham ao anterior ao definir uma função angular baseada em coeficientes empíricos $G(\alpha)$ para o cálculo da taxa de erosão. O grande fato notável dos pesquisadores, no entanto, foi conseguir estabelecer uma correlação entre as constantes empíricas e as propriedades mecânicas do material alvo, como a dureza. Ao basear suas constantes empíricas em propriedades físicas, seu modelo apresentou-se como a primeira tentativa de fazer uma ponte entre os modelos empíricos e mecanicistas.

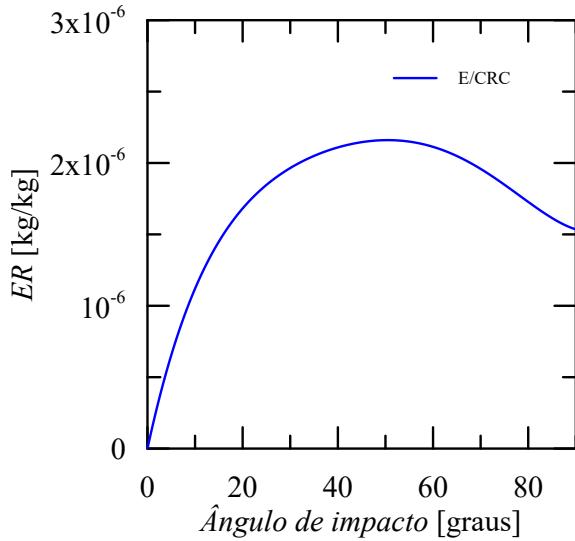


Figura 2.6: Dependência angular do modelo de E/CRC.

O modelo de OKA e YOSHIDA (2005) é sintetizado na Eq. (2.12) e demonstrado graficamente na Figura 2.7.

$$\begin{cases} ER(\alpha) = G(\alpha) \cdot ER_{90} \\ G(\alpha) = (\operatorname{sen} \alpha)^{n_1} (1 + HV(1 - \operatorname{sen} \alpha))^{n_2} \\ ER_{90} = K(HV)^{k_1} \left(\frac{V_p}{V'}\right)^{k_2} \left(\frac{d_p}{d'_p}\right)^{k_3} \end{cases} \quad (2.12)$$

Neste modelo:

- $G(\alpha)$ é uma função dependente do ângulo de impacto α ;
- ER_{90} é uma função de erosão para impacto normal;
- HV é a dureza Vickers do material;
- d_p é o diâmetro das partículas;
- V_p é a velocidade de impacto da partícula;
- d'_p é o diâmetro de referência das partículas para as correlações;
- V' é a velocidade de referência para as correlações;
- $K, k_1, k_2, k_3, n_1, n_2$ são constantes empíricas.

A Eq. (2.13) relaciona as constantes e expoentes utilizados às propriedades de uma partícula. Os coeficientes não citados devem ser calibrados para cada material. A Tabela 2.2 apresenta alguns desses valores em função da partícula considerada.

$$\begin{cases} n_1 = s_1(HV)^{q_1} \\ n_2 = s_2(HV)^{q_2} \end{cases} \quad (2.13)$$

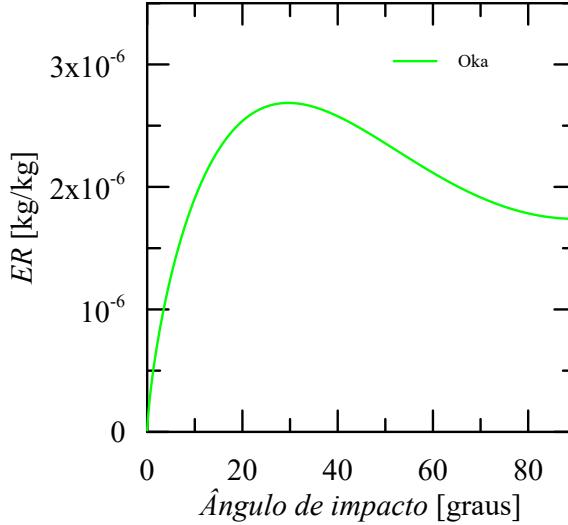


Figura 2.7: Dependência angular do modelo de OKA e YOSHIDA (2005).

Tabela 2.2: Constantes e expoentes da equação preditiva 2.12.

Partícula	K	k_1	k_2	k_3	V'_p (m/s)	d'_p (μm)
SiO_2 (Tipo 1)	65	-0.12	$2.3(\text{HV})^{0.038}$	0.19	104	326
SiO_2 (Tipo 2)	50	-0.12	$2.3(\text{HV})^{0.038}$	0.19	104	326
SiC	45	-0.05	$3.0(\text{HV})^{0.085}$	0.19	99	326
GB (Esferas de Vidro)	27	-0.16	2.1	0.19	100	200

2.1.5.4 ARABNEJAD *et al.* (2015)

Diante do problema enfrentado por AHLERT (1994), ZHANG *et al.* (2007) e OKA *et al.* (2005), ARABNEJAD *et al.* (2015) se propuseram a estabelecer relações mais fortes entre as constantes empíricas e as propriedades mecânicas dos materiais. Para tal, foi elaborado um modelo semi-mecanicista, que não descartaria o uso de dados experimentais para calibração, mas procuraria relações físicas entre as variáveis de interesse.

O modelo de ARABNEJAD *et al.* (2015) usou uma combinação do modelo de corte de FINNIE (1960) e do modelo de deformação de BITTER (1963). Ele obteve sucesso em relacionar propriedades mecânicas dos materiais com as constantes

empíricas de ambos os casos. Este modelo, portanto, se apresenta como uma versão atualizada e eficaz de dois modelos clássicos e muito estudados na literatura existente de erosão e é descrito na Eq. (2.14). Uma curva típica de taxa de erosão é mostrada na Figura 2.8

$$\begin{cases} ER_C = \begin{cases} C_1 F_s \left(\frac{V_p^{2.41} \sin(\alpha) [2K \cos(\alpha) - \sin(\alpha)]}{2K} \right), & \text{se } \alpha < \tan^{-1}(K) \\ C_1 F_s \left(\frac{V_p^{2.41} \cos^2(\alpha)}{2} \right), & \text{se } \alpha > \tan^{-1}(K) \end{cases} \\ ER_D = \begin{cases} 0, & \text{se } V_p \sin(\alpha) < V_{tsh} \\ C_2 F_s (V_p \sin(\alpha) - V_{tsh})^2, & \text{se } V_p \sin(\alpha) > V_{tsh} \end{cases} \end{cases} \quad (2.14)$$

Neste modelo:

- V_p é a velocidade de impacto da partícula;
- V_{tsh} é a velocidade mínima da partícula para qual há deformação ($V_{tsh} = 2.3$);
- α é o ângulo de impacto;
- F_s é o fator de forma da partícula (esfericidade);
- K é a razão entre as áreas de contato vertical e horizontal projetadas ($K = 0.4$);
- C_1 , C_2 são constantes empíricas ($C_1 = 3.92 \times 10^{-8}$ e $C_2 = 2.30 \times 10^{-8}$).

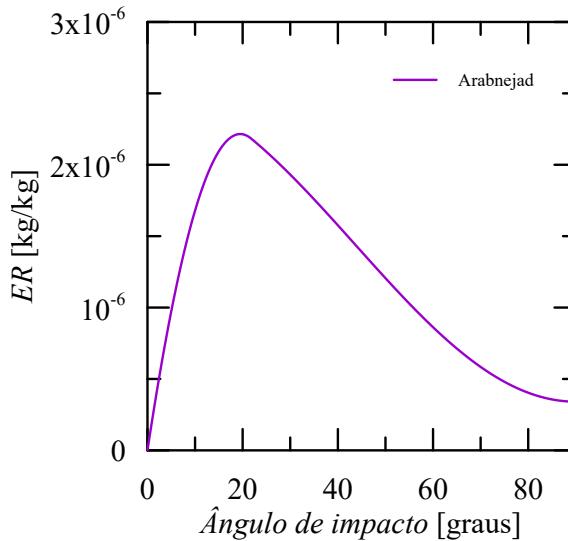


Figura 2.8: Dependência angular do modelo de ARABNEJAD *et al.* (2015)

2.1.5.5 Avaliação e Comparação

Os gráficos anteriores ilustrando o comportamento dos modelos de erosão foram baseados em uma mesma condição: 1 kg de partículas de carbeto de silício de esfericidade 0.5 impingindo sobre uma placa plana de aço AISI 304 a 10 m/s. O comportamento de todos eles foi consolidado na Figura 2.9. É necessário ressaltar que cada modelo, em sua individualidade, foi originado com base em algumas condições de operação bem-definidas. Essas condições não são necessariamente compatíveis para todos os modelos apresentados, gerando questionamentos sobre a validade da extrapolação de resultados.

Na primeira comparação (Figura 2.9a), observa-se que o modelo mecanicista de FINNIE (1960) apresenta um comportamento consideravelmente destoado do restante, prevendo erosão com uma ou duas ordens de grandeza superior aos demais casos. Ao apresentar-se como um modelo aplicável a casos gerais, espera-se que ele não possua boa correlação com os modelos empíricos para casos específicos, porém também espera-se que tenha melhor capacidade de extrapolação para condições diversas.

Na segunda comparação (Figura 2.9b), percebe-se que os modelos empíricos de OKA e YOSHIDA (2005) e de E/CRC (AHLERT, 1994 e ZHANG *et al.*, 2007) possuem comportamentos similares, especialmente para ângulos de impacto elevados (a partir de 45°). A semelhança dessas duas curvas se justifica pelo fato das condições de operação dos experimentos onde foram concebidas serem muito próximas. É interessante notar que o modelo semi-mecanicista de ARABNEJAD *et al.* (2015) também possui comportamento similar aos demais para baixos ângulos, mas destoa à medida que o ângulo de impacto se torna 90°.

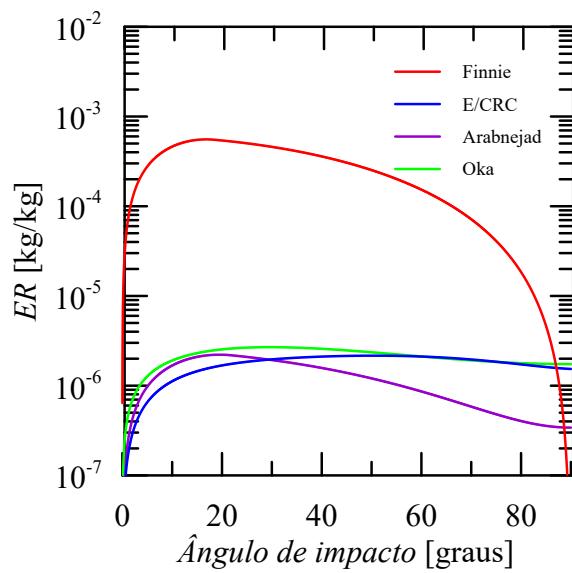
É importante lembrar que, apesar das divergências, é inviável avaliar se um modelo é melhor que o outro apenas por este tipo de análise gráfica. Como já mencionado, a ciência por trás do desgaste erosivo é complexa, e todos os modelos citados neste trabalho foram formulados com base em condições experimentais e hipóteses distintas, sendo natural que haja divergências e que não exista o melhor modelo, mas sim o modelo mais acurado para um determinado conjunto de condições de operação.

2.1.6 Tipo de Particulado

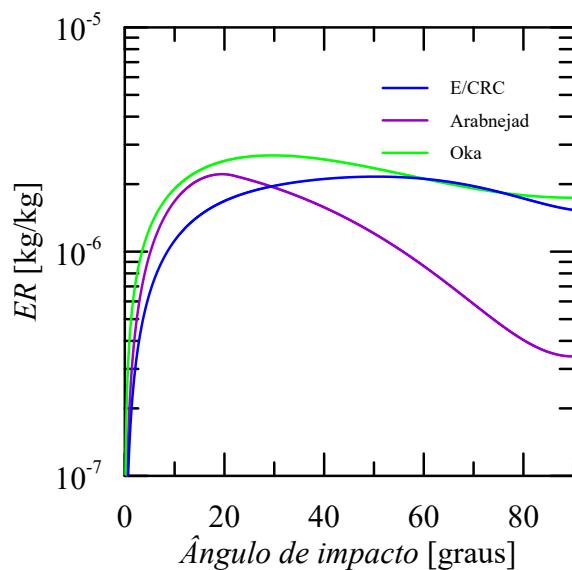
Não há um tipo específico de particulado utilizado para o estudo de erosão. Durante a revisão bibliográfica, observou-se o uso recorrente das seguintes partículas:

- Partículas esféricas:
 - micro-esferas de vidro

- Partículas angulares:
 - areia / sílica (SiO_2)
 - óxido de alumínio (Al_2O_3)
 - carbeto de silício (SiC)



(a) Comparação dos modelos analisados

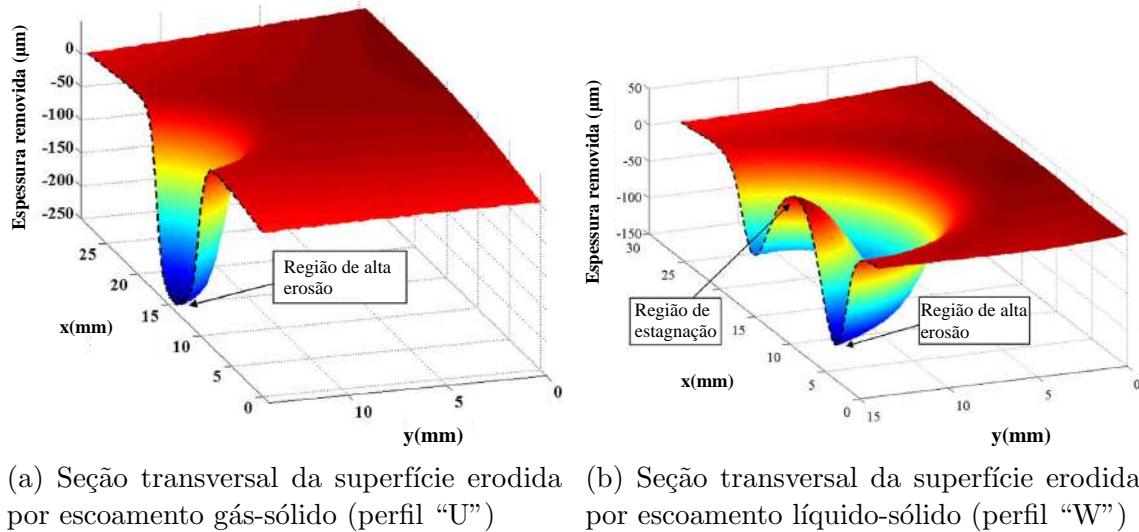


(b) Comparação dos modelos, exceto FINNIE (1960)

Figura 2.9: Comparação entre os modelos de erosão apresentados.

2.1.7 Formato do dano

Os trabalhos de MANSOURI *et al.* (2015) e MANSOURI (2016) investigam o padrão de erosão por partículas sólidas através de experimentos de jato impingente gás-sólido e líquido-sólido. Os autores perceberam que o perfil de erosão na seção transversal da amostra possui formato em “U” para escoamentos com ar e partículas e formato em “W” para escoamentos com partículas em meio aquoso, conforme exibido na Figura 2.10.



(a) Seção transversal da superfície erodida por escoamento gás-sólido (perfil “U”) (b) Seção transversal da superfície erodida por escoamento líquido-sólido (perfil “W”)

Figura 2.10: Comparação dos formatos característicos de perfis erodidos. (Adaptado de MANSOURI *et al.*, 2015).

A superfície em “W” é produzida devido à influência do escoamento nas partículas. Em escoamentos do tipo *slurry* (líquido-sólido), o número de Stokes das partículas costuma ser baixo, fazendo com que elas tenham a tendência de seguir as linhas de corrente e serem desviadas quando se aproximam de alguma superfície. No caso particular de jato impingente, há o aparecimento de uma região de estagnação próxima à superfície oposta ao bocal do jato, conforme exibido na Figura 2.11. À medida que o escoamento se aproxima da superfície-alvo, a velocidade é reduzida a zero no centro da região erodida; a velocidade das partículas também é significativamente reduzida nessa região, resultando em menos material removido (menor dano) na zona de estagnação. Após passar por esta zona, o fluido (e as partículas) aceleram radialmente próximo à superfície-alvo, causando uma região de alta erosão.

Já em escoamentos gás-sólido, as partículas possuem número de Stokes mais elevado e conseguem cruzar as linhas de corrente, produzindo um perfil de formato “U”.

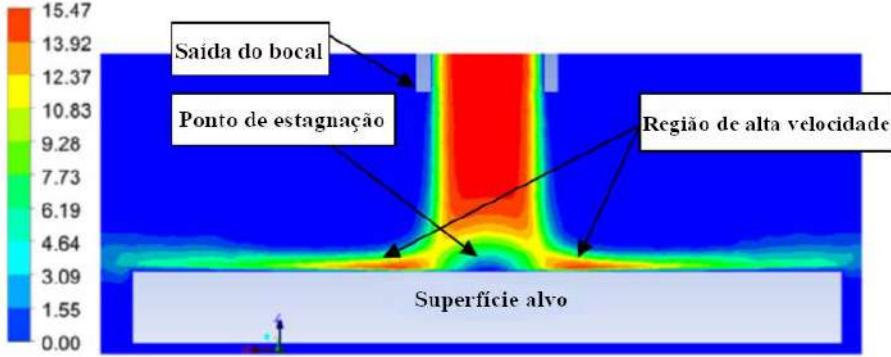


Figura 2.11: Campo de velocidades para o escoamento de um jato impingente em uma simulação CFD. (Adaptado de MANSOURI *et al.*, 2015)

2.2 Escoamento de suspensões ou *slurry*

Um *slurry* é uma mistura de sólidos de elevada densidade em suspensão em um líquido, geralmente água. Dependendo da velocidade de deposição da partícula e da velocidade na qual se encontra a mistura, o escoamento pode assumir quatro padrões específicos (Figura 2.12): homogêneo, heterogêneo, leito móvel ou leito fixo/estacionário.

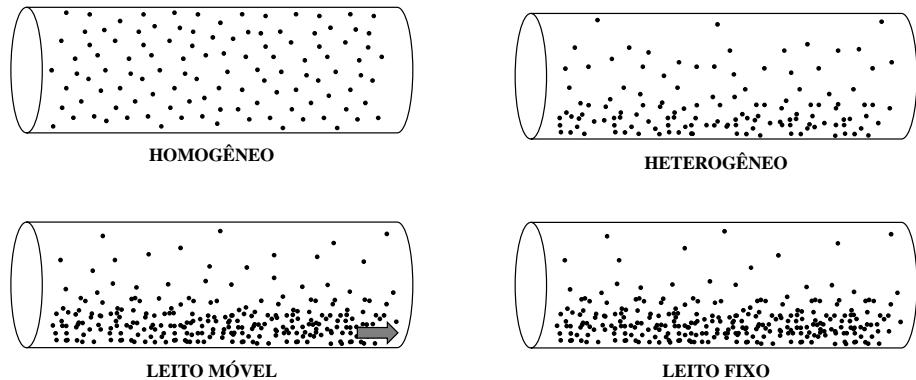


Figura 2.12: Regimes de escoamento slurry em um tubo horizontal. (Adaptado de BRENNEN, 2005).

Segundo BRENNEN (2005), escoamentos homogêneos só ocorrem quando as partículas possuem baixas velocidades de deposição e quando a concentração volumétrica do particulado é baixa ou moderada. Quando as partículas começam a ficar grandes (acima da ordem de dezenas de μm), costuma-se observar um gradiente vertical de concentração e diz-se que o escoamento é heterogêneo. Além disso, como as partículas maiores tendem a sedimentar mais rápido, também é observado um gradiente vertical de tamanho de partículas. Quando há deposição de partículas na seção inferior da tubulação, é dito que formou-se um *leito* ou *berço* de partículas. Neste caso, as partículas podem ser transportadas de duas formas: ou com o leito se movendo ou com as partículas em suspensão acima do leito sendo carregadas pelo

fluido.

No Capítulo 3 deste texto são detalhadas algumas publicações e modelos sobre velocidade de deposição de partículas. Idealmente espera-se que o regime de escoamento no aparato experimental construído seja do tipo homogêneo.

2.2.1 Alteração da viscosidade

Vale ressaltar que, dependendo da concentração de partículas e de sua interação com o fluido, é possível que a reologia da suspensão seja alterada, fazendo com que a mistura resultante tenha um comportamento não-newtoniano.

Inúmeros são os trabalhos que abordam este tema. Vale destacar o trabalho pioneiro de EINSTEIN (1906), que desenvolveu uma equação para modelar a mudança de viscosidade para baixas concentrações de partículas em um fluido newtoniano. Mais recentemente, a dissertação de mestrado de NIRENBERG (2019) no PEM/COPPE/UFRJ faz uma ampla revisão dessa modelagem para fluidos newtonianos e não-newtonianos, comparando os principais modelos da literatura com resultados experimentais.

Para o presente trabalho, não houve intenção de utilizar modelagens dessa natureza. O assunto pode ser revisitado caso haja divergência entre resultados experimentais e numéricos.

2.2.2 Acoplamento

O trabalho de CROWE *et al.* (2012) aponta que quando a concentração de partículas em uma suspensão está abaixo de 1.0% em volume, as partículas possuem pouca influência no movimento da fase contínua; as partículas podem colidir entre si e assumem novas trajetórias. Quando a concentração volumétrica das partículas é maior do que 1.0%, as partículas estão em contato contínuo entre si e as forças de contato têm influência em seu movimento.

O entendimento desse comportamento permite uma modelagem mais assertiva da interação fluido-partícula e partícula-partícula. Um conceito importante na área de escoamentos multifásicos é o acoplamento das fases. Basicamente há três formas principais de acoplamento entre as fases líquida e sólida. São elas:

- Desacoplado, acoplamento de 1-via ou *one-way coupling*: o movimento das partículas é determinado pelo movimento do fluido, sem efeito reverso. As partículas não influenciam o escoamento.
- Acoplamento de 2-vias ou *two-way coupling*: não só o movimento das partículas é influenciado pelo escoamento, mas o escoamento ao redor das

partículas é afetado pela própria presença das partículas. O escoamento tem efeito sobre a partícula e a partícula tem efeito sobre o escoamento.

- Acoplamento de 4-vias ou *four-way coupling*: neste caso, além da interação fluido-partícula, leva-se em consideração as interações e choques partícula-partícula.

2.3 Junta do Tipo ‘T’

REIS (2003) definiu como junta do tipo ‘T’, ramificação ‘T’ ou ainda ‘tê’, a região onde dois tubos se interceptam formando três ramais. Entre estes ramais o escoamento pode se combinar em uma única saída a partir de duas entradas ou se dividir entre duas saídas a partir de uma única entrada. Neste trabalho, será adotada a nomenclatura representada na Figura 2.13, onde o trecho (a) é denominado de seção ou ramal de entrada e o trecho (b) é denominado seção ou ramal principal.

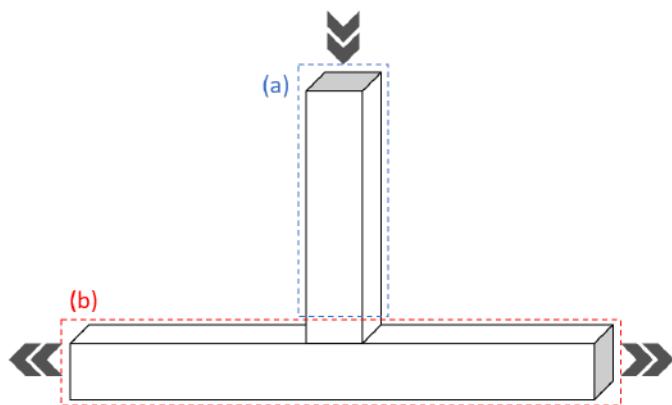


Figura 2.13: Especificação dos nomes adotados em uma junção do tipo ‘T’. As setas indicam o sentido do escoamento.

As juntas ‘T’ são componentes bastante comuns em linhas industriais e geralmente são utilizadas para dois fins: distribuir (divergir) o escoamento a partir de uma linha principal para outros ramos ou acumular (convergir) escoamentos de outras tubulações em uma única tubulação.

Apesar da junta ‘T’ ter recebido bastante atenção na literatura durante os últimos anos, poucos são os trabalhos de escoamentos bifásicos sólido-líquido nesta geometria. Os trabalhos numéricos e experimentais existentes restringem-se a escoamentos monofásicos a baixos números de Reynolds (regime laminar) ou a aparelhos de pequena ou micro-escala, o que pode vir a alterar o desenvolvimento do fenômeno e interpretação dos resultados.

2.3.1 Escoamento em junta ‘T’

O escoamento em uma junta ‘T’ pode ter comportamentos diferentes dependendo das direções de entrada e saída do fluido. A Figura 2.14 apresenta as possibilidades de escoamentos em uma junta deste tipo. Conforme mencionado no início da seção anterior, este trabalho focará no escoamento indicado na última opção da imagem: uma entrada no tubo médio e duas saídas simétricas.

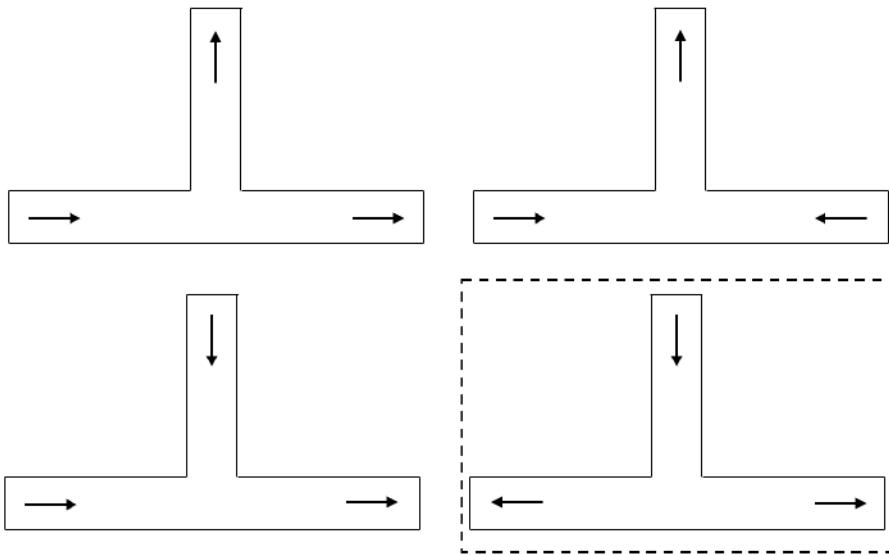


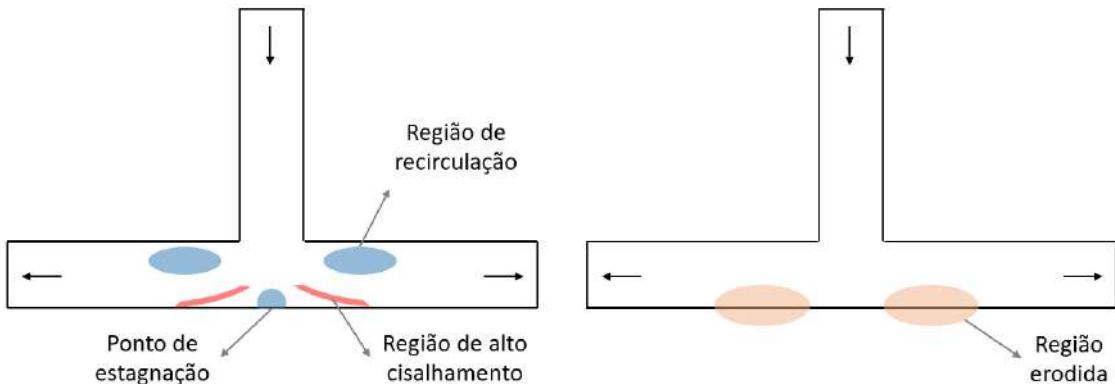
Figura 2.14: Possibilidades de escoamento de uma junta do tipo ‘T’. A condição destacada é a que será utilizada neste trabalho.

2.3.2 Erosão em ‘T’

Um trabalho de destaque envolvendo erosão em juntas ‘T’ é o de ZHANG *et al.* (2017). Neste trabalho os autores caracterizam os danos ocorridos em juntas ‘T’ de seção circular instaladas na indústria e realizam simulações numéricas nesta geometria para as quatro condições de escoamento exibidos na Figura 2.14. Utilizou-se água como fase líquida e areia (sílica) como fase sólida. O número de Reynolds do escoamento é $Re = 7.14 \times 10^5$ (regime turbulento). Os resultados mostraram que o campo de velocidade (e consequentemente o padrão de erosão) para cada uma das situações é bastante distinto.

A Figura 2.15 apresenta detalhes esquemáticos do campo de velocidades e das regiões erodidas para a condição de escoamento na junta ‘T’ que será utilizada neste trabalho. Percebe-se que o campo de velocidades (Figura 2.15a) apresenta uma zona de estagnação na superfície oposta à região de entrada e uma zona de aceleração do escoamento ao redor da zona de estagnação. No trabalho original dos autores é possível observar também uma região de recirculação (baixa velocidade) na bifurcação do escoamento. Para o dano causado por erosão (Figura 2.15b),

observa-se que ele é praticamente nulo no centro da injeção, ocorrendo de forma (quase) simétrica em cada lado da perna, nas adjacências da zona de estagnação e coincidindo com as regiões de alta velocidade do escoamento.



(a) Detalhes esquemáticos do campo de velocidades no interior da junta ‘T’ (b) Indicação esquemática da região erodida no interior da junta ‘T’

Figura 2.15: Desenhos esquemáticos do campo de velocidades e da região erodida de escoamento *slurry* no interior de uma junta ‘T’. (Adaptado de ZHANG *et al.*, 2017).

Outro trabalho envolvendo erosão em componentes industriais é o de SHIRAZI *et al.* (1995). Nesta publicação, apesar das dificuldades de se modelar erosão, os autores propuseram um conjunto de equações calibradas empiricamente para se estimar a razão de erosão (massa removida do material alvo por massa de partículas injetadas) em juntas ‘T’ circulares e em conexões do tipo joelho / cotovelo.

O modelo apresentado segue quatro etapas:

1. Calcular a dimensão da região de estagnação a partir de uma equação semi-empírica (fornecida);
2. Calcular o perfil de velocidade próximo à zona de estagnação através de uma equação (fornecida), assumindo decrescimento linear da velocidade do fluido na região;
3. Calcular a velocidade de impacto da partícula através de uma equação de movimento unidimensional e arrasto esférico;
4. Calcular a razão de erosão através de uma equação empírica (fornecida).

As vantagens do modelo de SHIRAZI *et al.* (1995) é que ele engloba diversos parâmetros relevantes do problema, tais como velocidade, densidade e viscosidade do fluido e formato, tamanho e densidade da partícula, apresentando boa correlação com trabalhos experimentais.

No entanto, tal modelo sofre de duas grandes limitações. A primeira é que o modelo assume trajetória linear das partículas (mecanismo de impingimento direto). Isto não é verdade para muitos casos de escoamento líquido-sólido onde, dependendo das condições, as partículas podem seguir as linhas de corrente do escoamento e colidir obliquamente com a superfície. A segunda deficiência do modelo é que ele não leva em consideração os efeitos de turbulência na trajetória das partículas. Por esses motivos, este modelo não será formalmente utilizado neste trabalho.

2.3.3 Junta ‘T’ quadrada

São poucos os trabalhos experimentais de escoamentos em juntas ‘T’ de formato quadrado e, quando existem, a maioria utiliza geometrias de pequeno porte ou configurações diferentes de entrada e saída. Para escoamentos multifásicos, destacam-se os estudos de VIGOLO *et al.* (2013) e VIGOLO *et al.* (2014).

VIGOLO *et al.* (2013) propõem-se a estudar o impacto de partículas no regime de transição laminar-turbulento em uma junta ‘T’ de 4.8 mm de lado. Os autores utilizaram a técnica de Velocimetria por Rastreamento de Partículas (*Particle Tracking Velocimetry* ou *PTV*) para calcular a trajetória e a velocidade das partículas e compararam os resultados experimentais com aqueles obtidos numericamente. Um fato notável do trabalho é a realização de simulações numéricas com o método DNS (*Direct Numerical Simulations*) para a junta ‘T’ ($Re_{max} = 600$).

Já o trabalho de VIGOLO *et al.* (2014) discorre sobre outro tema: estruturas vorticais e aprisionamento de partículas em uma junta ‘T’ quadrada. Os autores observaram que os efeitos inerciais combinados com a mudança abrupta na direção do escoamento dão origem a dois vórtices contra-rotativos na junção das pernas do ‘T’. A presença dos vórtices (além da diferença de densidade entre as fases presentes), induz o acúmulo de partículas, que podem formar sequências/cadeias estáveis, e o crescimento de bolhas devido à coalescência.

Capítulo 3

Metodologia

Neste capítulo serão apresentados mais detalhes sobre os experimentos e as simulações numéricas realizadas. Para a parte experimental, serão descritos os componentes do aparato e suas funções, as técnicas de medição utilizadas e o procedimento experimental aplicado. Para a parte numérica, serão apresentados tópicos como a modelagem turbulenta e as condições de simulação, o procedimento numérico adotado e a implementação de bibliotecas personalizadas no *software CFD* escolhido.

Neste trabalho, o dano causado por erosão por impacto de partículas sólidas será caracterizado em uma junta ‘T’ de seção quadrada. O trecho de entrada é vertical e o trecho principal, horizontal. A Figura 3.1 ilustra as principais dimensões internas da junta a ser estudada.

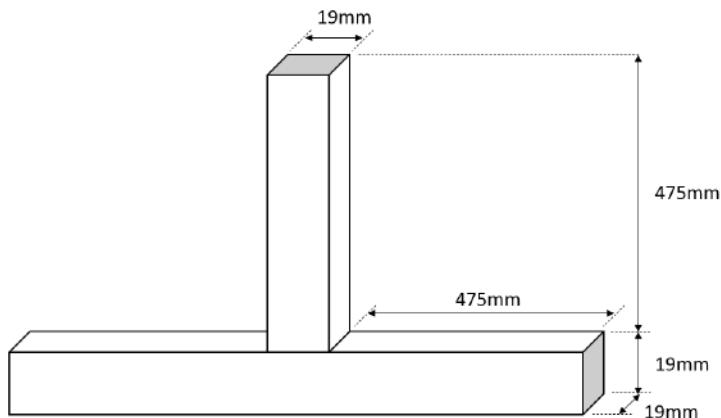


Figura 3.1: Dimensões internas da junta ‘T’ que será utilizada neste trabalho.

A escolha pela geometria quadrada para a junta ‘T’ justifica-se experimentalmente. Além da facilidade de construção em diferentes materiais, ela permite a utilização de chapas intercambiáveis em seu berço que funcionarão como amostras para os ensaios destrutivos de erosão. Além disso, o formato quadrado de sua seção transversal minimiza distorções de imagem quando são aplicados métodos de velocimetria óptica para a caracterização do escoamento.

Com relação às dimensões da junta, o diâmetro interno de 19 mm foi escolhido para que fosse possível atingir números de Reynolds elevados no escoamento e para que fosse compatível com as dimensões de perfis metálicos comerciais, facilitando sua fabricação e montagem. O comprimento das pernas correspondem a 25 vezes o diâmetro hidráulico da seção de testes, de forma que o escoamento possa se desenvolver tanto na seção de entrada quanto na seção principal da junta ‘T’.

O aparato experimental foi construído nas dependências do Núcleo Interdisciplinar de Dinâmica dos Fluidos (NIDF) da Universidade Federal do Rio de Janeiro (UFRJ). As simulações numéricas foram conduzidas na ferramenta de código aberto *OpenFOAM*.

3.1 Metodologia Experimental

3.1.1 Fluido e particulado

O particulado sólido utilizado neste trabalho foi o carbeto de silício (SiC, massa específica 3210 kg/m^3), material amplamente utilizado na indústria como abrasivo. O carbeto de silício é altamente resistente ao desgaste, pode suportar temperaturas elevadas e é quimicamente inerte a grande parte das substâncias.

O carbeto de silício foi utilizado na forma de pó. Apesar de ser comercializado em várias classes de tamanho, este trabalho utilizou o particulado da classe *Mesh #150*. A distribuição do tamanho das partículas pode ser encontrada na Figura 3.2. Uma amostra do material foi coletada e a medição foi realizada no Laboratório de Instrumentação Aplicada a Petróleo (LIAP/NIDF/UFRJ) com o equipamento *Mastersizer 3000* da fabricante *Malvern Panalytical*. O diâmetro médio das partículas é de $105 \mu\text{m}$.

Ainda no LIAP/NIDF/UFRJ, pôde-se utilizar o Microscópio Eletrônico de Varredura (MEV) *TM3030* da fabricante *Hitachi* para caracterizar o formato dos grãos. O resultado é exibido na Figura 3.3. Percebe-se que os grãos são não-esféricos, de formato irregular, e com arestas pontiagudas. Este formato é característico de uma partícula com propriedades abrasivas.

O carbeto de silício foi misturado com água para formar um *slurry* de 1% de concentração mássica.

3.1.2 Material da amostra a ser erodida

Este projeto utilizou apenas um tipo de material de superfície para promover a erosão. O material escolhido foi o aço inoxidável AISI 304, comercializado em chapas. Este material tem densidade de 7896 kg/m^3 , módulo de elasticidade de 193 GPa,

tensão limite de escoamento de 215 MPa, dureza Brinell de 123 HB e dureza Vickers de 129 HV .

O aço será utilizado em chapas de dimensões 319x20x1mm.

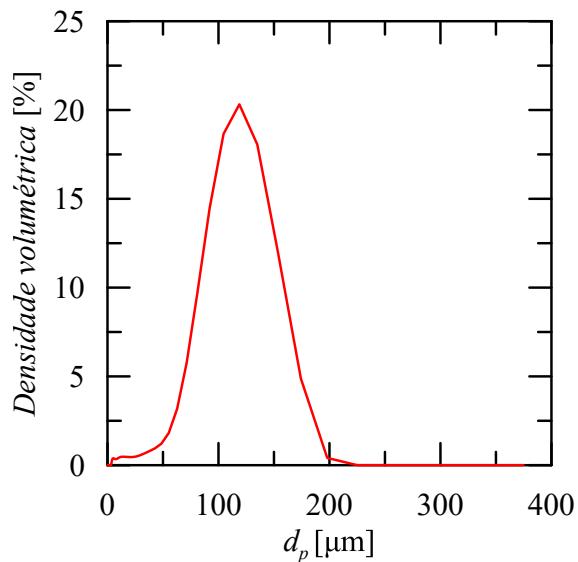


Figura 3.2: Distribuição de tamanho de partículas de carbeto de silício (*Mesh #150*)

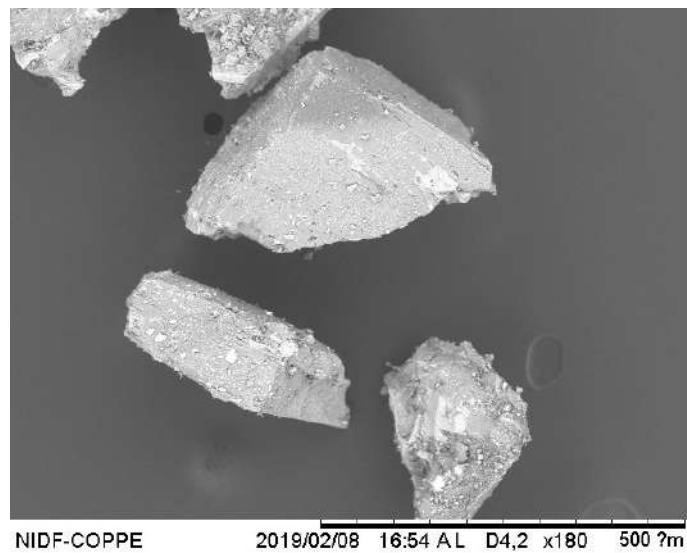


Figura 3.3: Microscopia eletrônica de varredura para os grãos de carbeto de silício (*Mesh #150*)

3.1.3 Descrição do aparato experimental

A bancada experimental deste projeto foi projetada com o intuito de permitir que diversas geometrias (dentre elas a junta ‘T’) pudessem ser testadas no estudo de erosão. Desta forma, optou-se por construir uma seção fixa e uma seção intercambiável (seção de testes) para permitir a mudança de geometrias quando necessário.

Para testes de erosão em escoamentos *slurry*, são três os componentes-chave de um aparato experimental: reservatório principal com misturador, seção de testes e sistema de separação ou filtragem.

Nos experimentos executados, a mistura de água com partículas abrasivas é realizada no reservatório. O fluido resultante é então bombeado para uma seção de testes, onde encontra-se instalada a junta ‘T’ quadrada, e depois retorna ao reservatório principal. Foi projetado também um circuito de limpeza composto por um hidrociclone e dois reservatórios decantadores para separar as partículas sólidas da água e permitir que novas misturas e ensaios sejam realizados.

A Figura 3.4 apresenta um desenho esquemático do circuito e contém as principais cotas e pontos de medição. Já a Figura 3.5 apresenta um modelo tridimensional do circuito. A descrição dos equipamentos se encontra na Tabela 3.1. A bancada experimental construída é exibida na Figura 3.6.

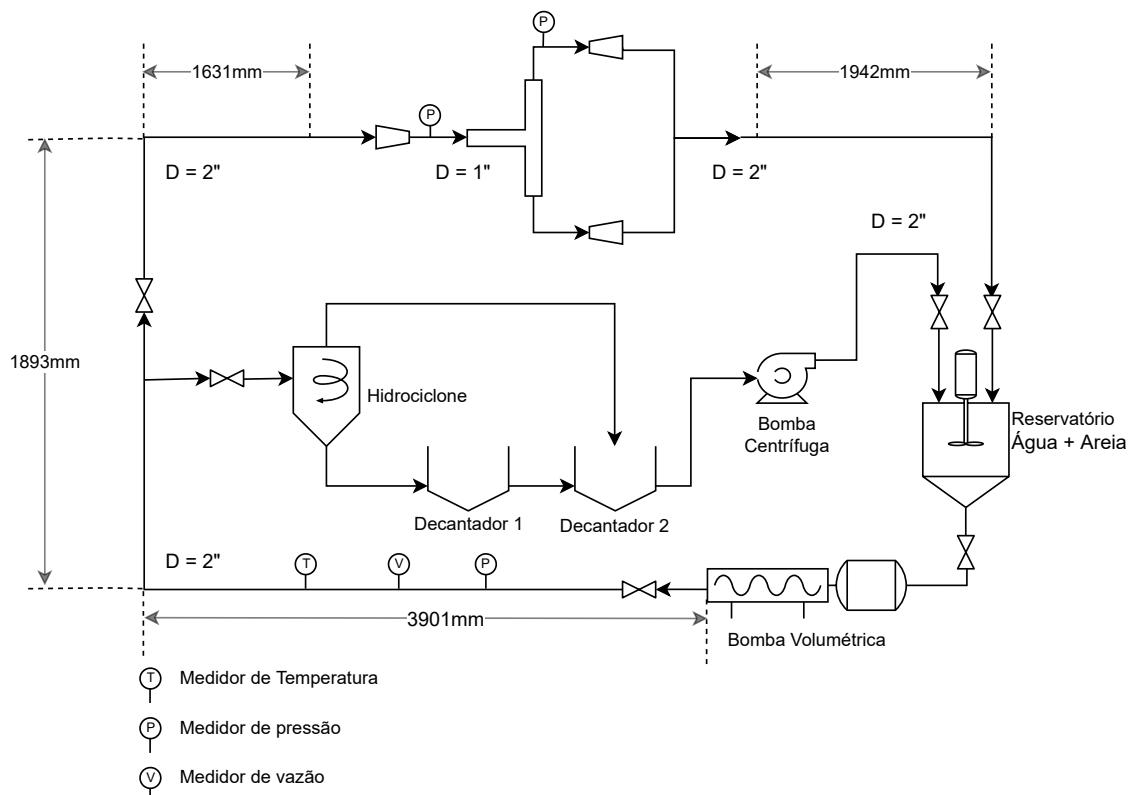


Figura 3.4: Modelo esquemático 2D do aparato experimental.

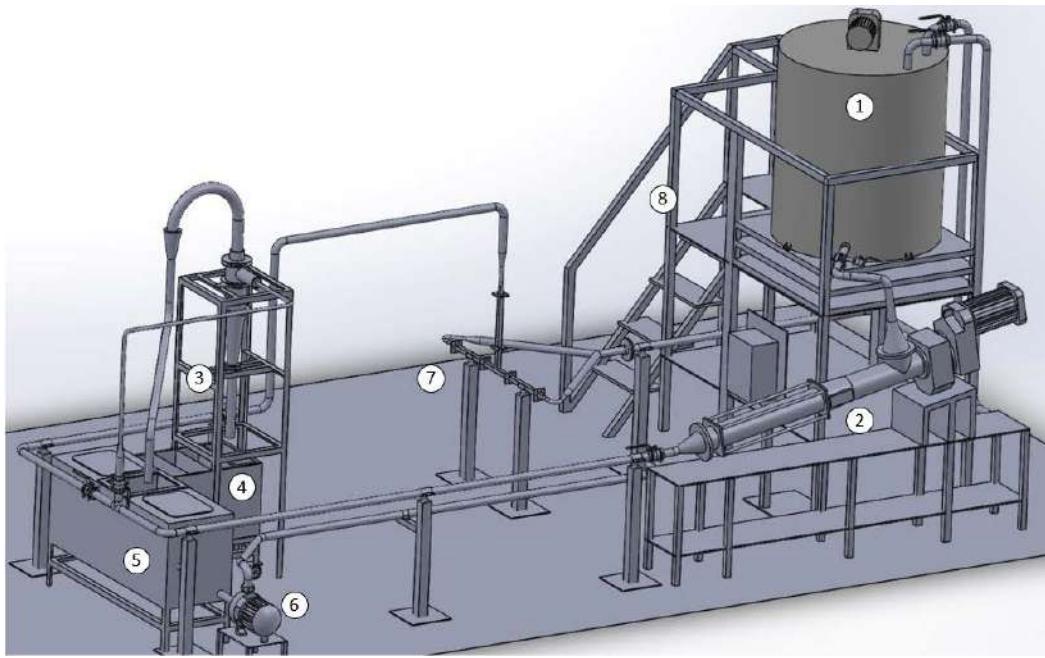


Figura 3.5: Modelo computacional 3D do aparato experimental.

Tabela 3.1: Descrição dos equipamentos indicados.

ID	Descrição
1	Reservatório com misturador
2	Bomba helicoidal / volumétrica
3	Separador hidrociclônico
4	Tanque de separação 1
5	Tanque de separação 2
6	Bomba centrífuga
7	Seção de teste intercambiável
8	Plataforma de elevação e acesso

Devido ao seu comprimento, o ‘T’ foi montado a partir de quatro peças e dois materiais distintos. A parte central da junta ‘T’ foi fabricada em acrílico transparente, e os três ramos (ramo de entrada e ramos de saída) foram fabricados com perfis metálicos quadrados. A união entre as peças é feita por flanges e a vedação, por borrachas. A Figura 3.7 apresenta a junta ‘T’ montada e os principais componentes que serão utilizados na caracterização experimental do escoamento.

Nos ensaios de erosão, apenas a superfície inferior do ‘T’ será estudada e analisada. Para isso, as chapas metálicas que serão erodidas devem ser posicionadas no interior da junta. Rasgos longitudinais no interior do ‘T’ acrílico permitem o encaixe e a substituição destas chapas-alvo. A Figura 3.8 apresenta fotografias do mecanismo.



Figura 3.6: Fotografia geral do simulador físico.

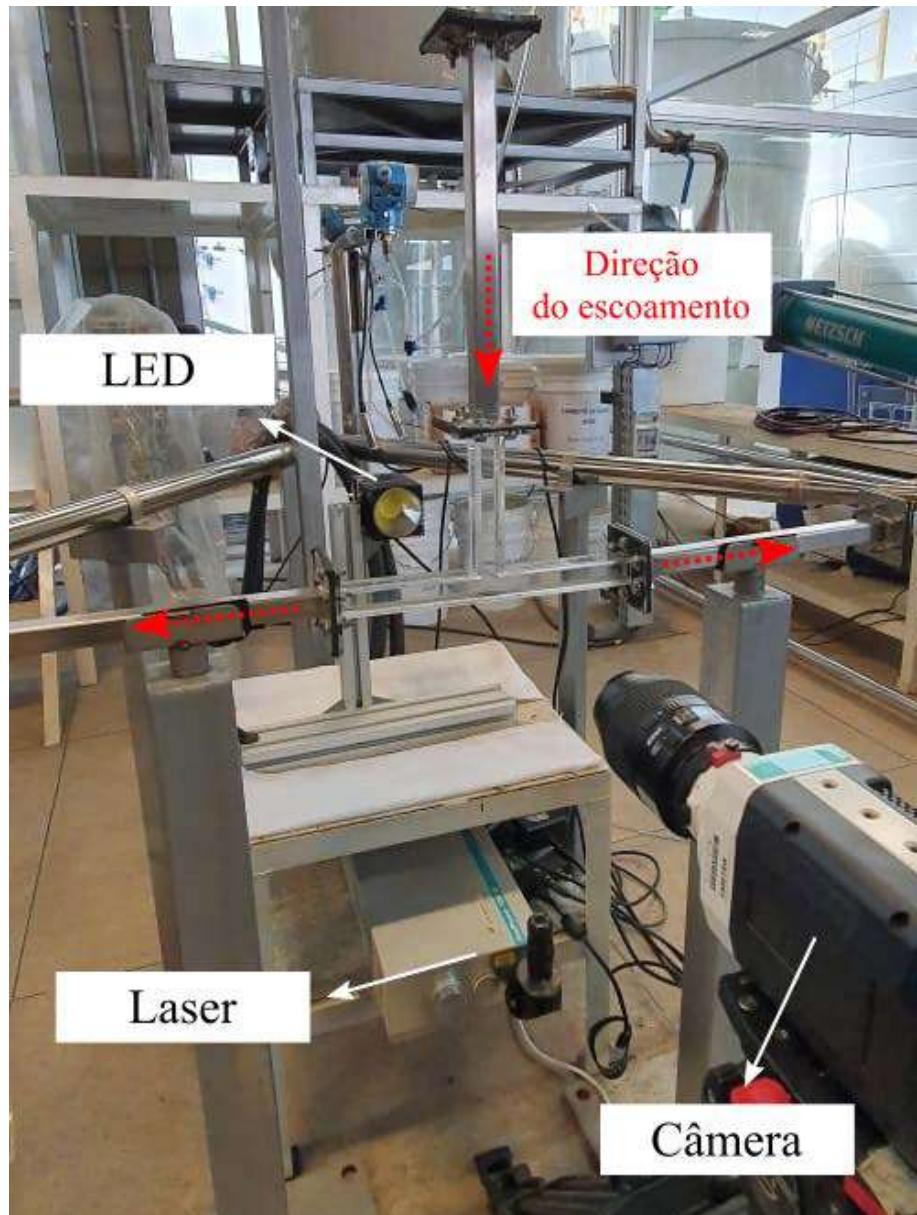
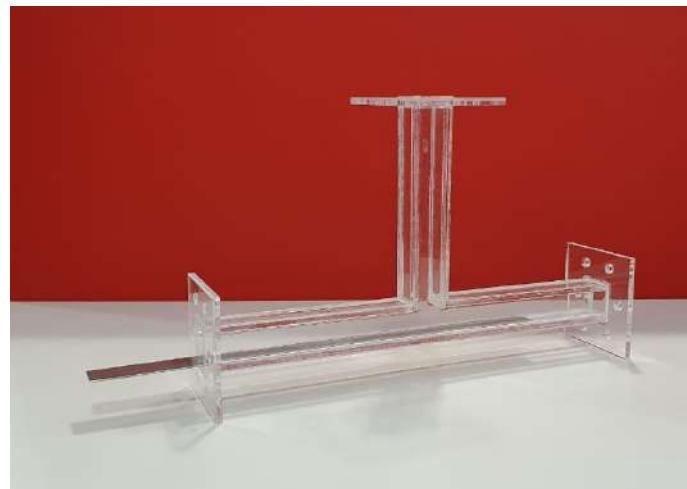


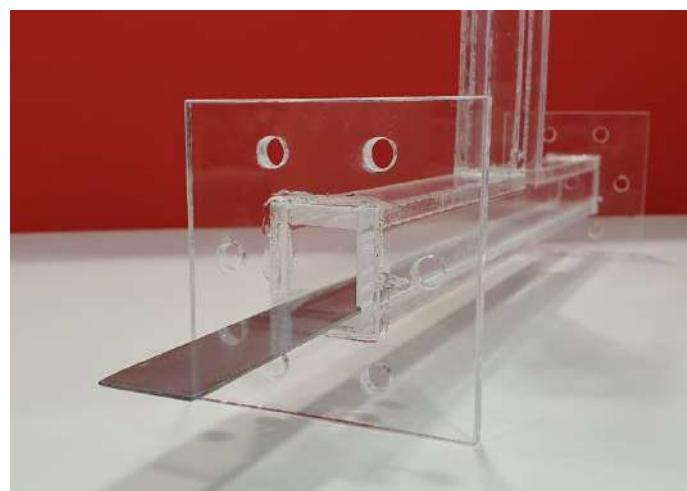
Figura 3.7: Fotografia da seção de testes.



(a) Junta ‘T’ em acrílico com a chapa-alvo totalmente inserida.



(b) Junta ‘T’ em acrílico com a chapa-alvo parcialmente inserida.



(c) Detalhe do encaixe da chapa-alvo na junta ‘T’.

Figura 3.8: Detalhe da construção da junta ‘T’ em acrílico.

Uma vez que o circuito experimental é composto por componentes com diâmetros hidráulicos distintos, a velocidade varia em cada seção de forma distinta. As Figuras 3.9 e 3.10 correlacionam a vazão de operação da bomba com, respectivamente, a velocidade do fluido e o número de Reynolds nas tubulações. A Tabela 3.2 lista os diâmetros interno e externo dos componentes utilizados na montagem.

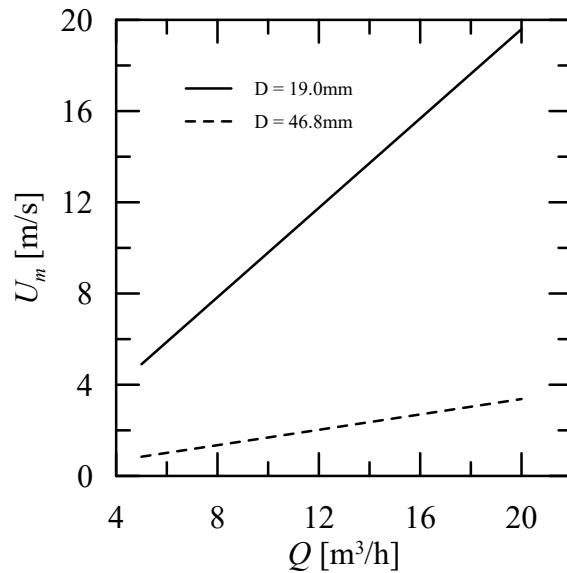


Figura 3.9: Velocidade média do escoamento *versus* vazão de operação da bomba.

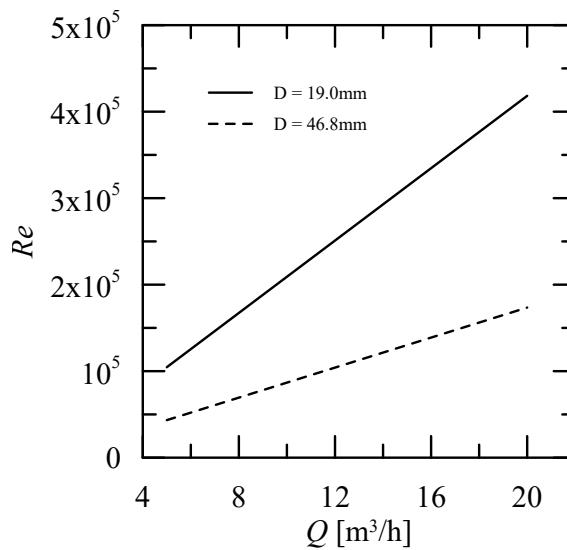


Figura 3.10: Reynolds do escoamento *versus* vazão de operação da bomba.

Tabela 3.2: Dimensão dos diâmetros dos componentes utilizados

Componente	ϕ_{ext}	ϕ_{int}
'T' acrílico de seção quadrada	29.0 mm	19.0 mm
Tubo quadrado de aço galvanizado de 1"	25.0 mm	19.0 mm
Tubo circular de aço inox de 2"	50.8 mm	46.8 mm

A perda de carga máxima estimada - perda de carga no circuito completo considerando máxima vazão de operação da bomba ($20 \text{ m}^3/\text{h}$) - é 8.7 bar.

3.1.4 Velocidade de deposição

É importante atentar para a vazão mínima de operação do circuito de forma a garantir sempre um escoamento homogêneo, evitando deposição de partículas na linha ou regiões de escoamento heterogêneo.

Os cálculos para a velocidade de deposição seguem o modelo proposto por TURIAN *et al.* (1987), descrito na Eq. (3.1).

$$\frac{U_c}{[2gD(s-1)]^{0.5}} = \chi_1 C^{\chi_2} (1-C)^{\chi_3} \left\{ \frac{D\rho[gD(s-1)]^{0.5}}{\mu} \right\}^{\chi_4} \left(\frac{d_p}{D} \right)^{\chi_5} \quad (3.1)$$

Nesta equação:

- U_c é a velocidade crítica do *slurry*;
- g é a aceleração da gravidade;
- s é a razão de densidades entre a fase sólida e líquida $s = \rho_s/\rho$;
- C é a concentração volumétrica (fração volumétrica) da mistura;
- D é o diâmetro interno da tubulação;
- d_p é o diâmetro da partícula;
- ρ é a densidade da fase líquida;
- μ é a viscosidade dinâmica da fase líquida;
- χ_i são constantes empíricas.

Os coeficientes χ_i da Eq. (3.1) podem ser consultados na Tabela 3.3.

Tabela 3.3: Tabela de coeficientes para a Eq. (3.1).

χ_1	χ_2	χ_3	χ_4	χ_5
1.7951	0.1087	0.2501	0.00179	0.06623

As Figuras 3.11 e 3.12 apresentam, respectivamente, a correlação entre a velocidade limite de deposição e a vazão limite de deposição com o diâmetro de partícula. Em ambos os casos foram consideradas partículas de carbeto de silício em trechos de tubulação de 1" e 2", em uma concentração de 1% em massa.

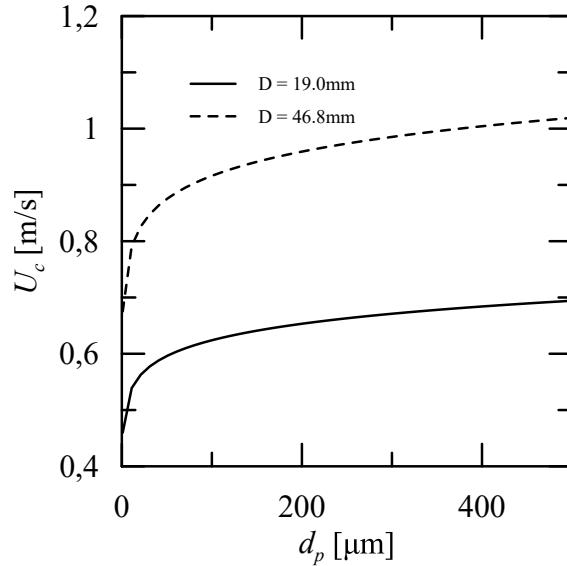


Figura 3.11: Velocidade de deposição *versus* diâmetro de partícula (SiC, 1%wt.)

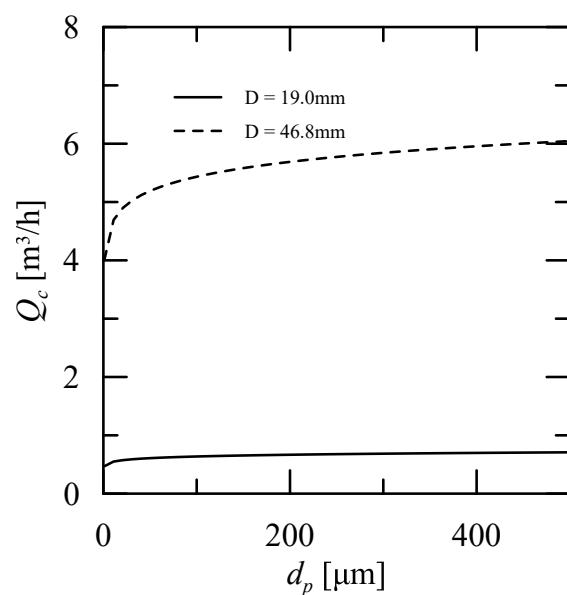


Figura 3.12: Vazão de deposição *versus* diâmetro de partícula (SiC, 1%wt.)

Percebe-se que, para partículas muito grandes ($400 \mu\text{m}$), a velocidade necessária para manter as partículas em suspensão em um tubo de 2" é aproximadamente 1 m/s e a vazão necessária para isto ocorrer é próxima a $6 \text{ m}^3/\text{h}$. Estes valores estão dentro da faixa de operação esperada para os testes, de modo que não se espere que haja problemas com deposição na tubulação durante a execução dos ensaios.

Curiosamente, este resultado difere dos mapas para escoamento do tipo *slurry* encontrados na literatura. A Figura 3.13 apresenta um mapa de escoamento com particulados feito por MIEDEMA (2016) e a Figura 3.14 apresenta um mapa feito por TURIAN e YUAN (1977).

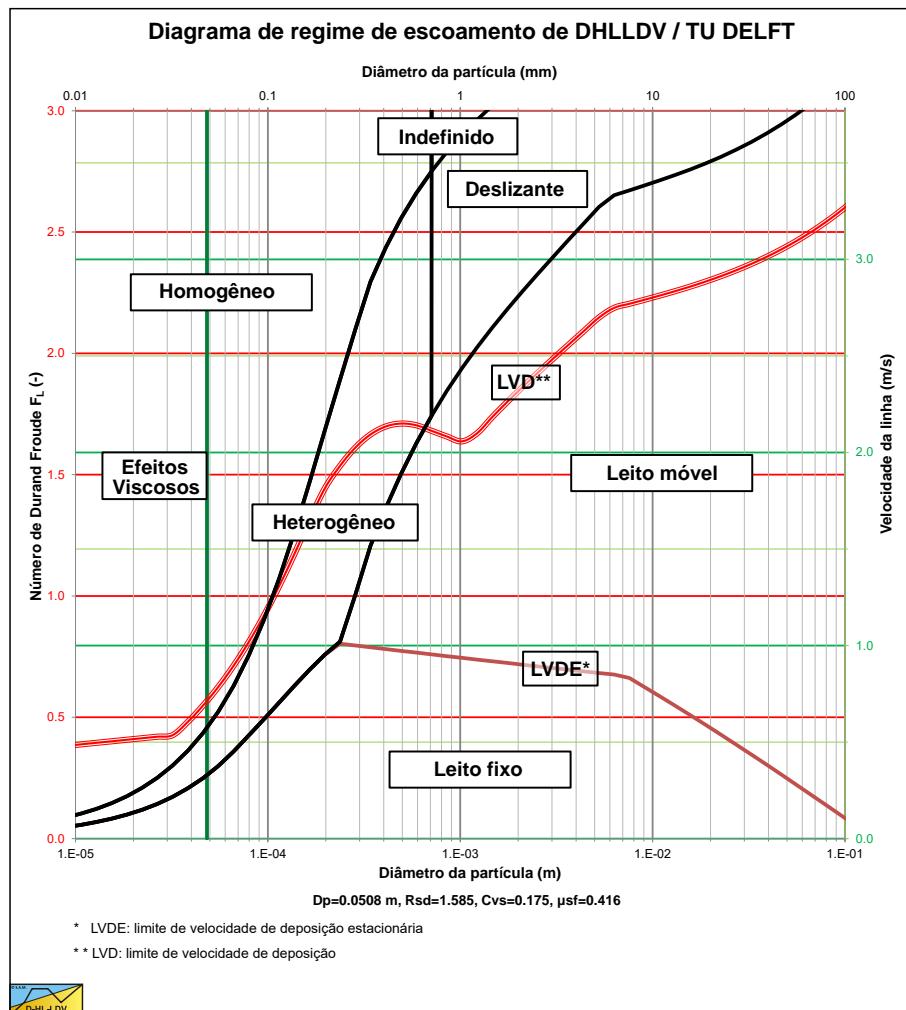


Figura 3.13: Carta de regime de escoamento para *slurry*. (Adaptado de MIEDEMA, 2016)

Para o mapa da Figura 3.13, escoamentos com partículas de até $100 \mu\text{m}$ precisariam ter velocidade em linha de, no mínimo, 1.25 m/s para serem homogêneos. Já escoamentos composto por partículas de $400 \mu\text{m}$, a velocidade mínima da linha deve ser 3.0 m/s para garantir a homogeneidade. Uma crítica a este mapa é que não se comenta sobre a densidade da fase sólida utilizada na mistura e nem sobre sua concentração, dificultando análises mais profundas.

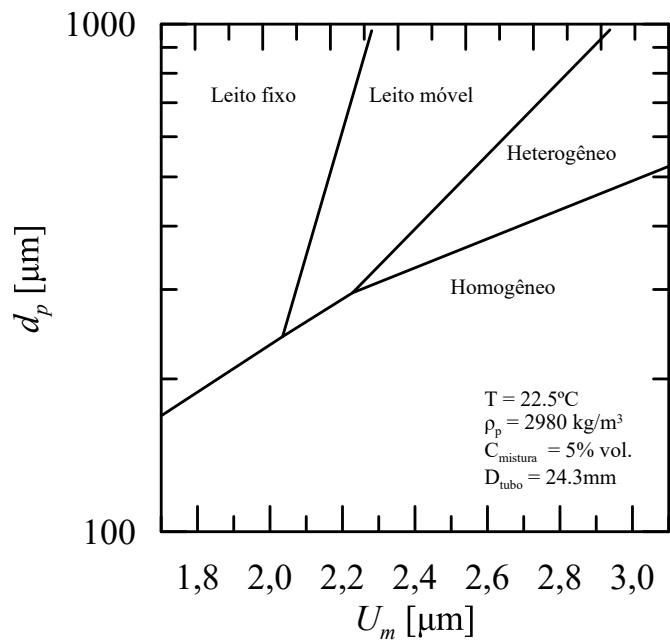


Figura 3.14: Carta de regime de escoamento para *slurry*. (Adaptado de TURIAN e YUAN, 1977).

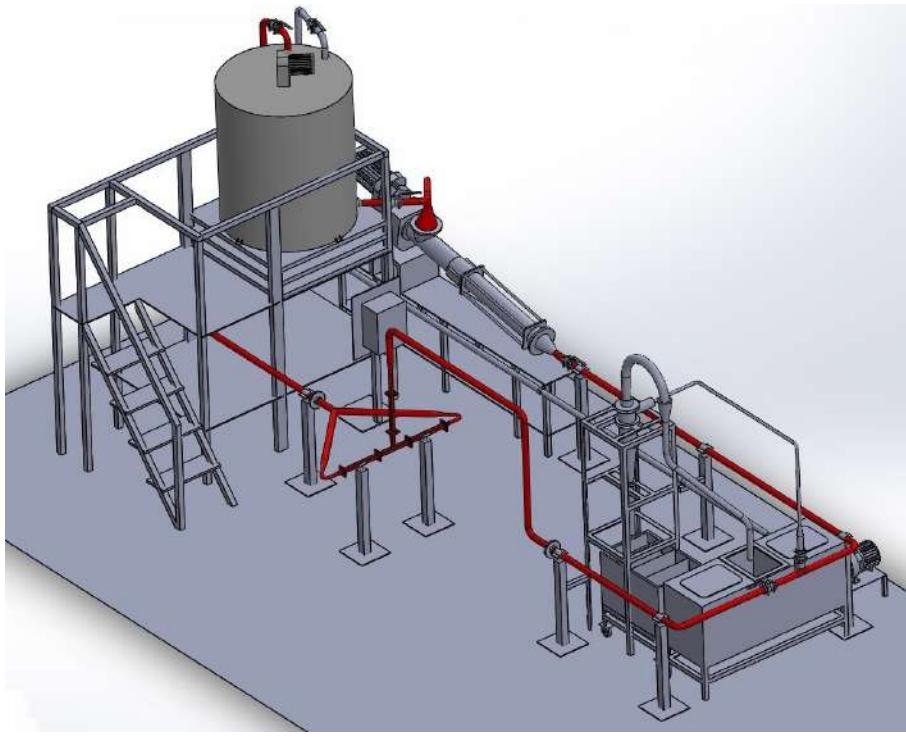
No entanto, o mapa da Figura 3.14 fornece a informação que escoamentos com partículas de até $100 \mu\text{m}$ precisariam ter velocidade média 1.7 m/s para serem considerados homogêneos. Já escoamentos composto por partículas de $400 \mu\text{m}$, a velocidade mínima da linha deve ser 3.0 m/s . Um comentário que pode ser feito sobre este mapa é que a densidade do material utilizado é menor do que a densidade das partículas de SiC que serão utilizadas no presente trabalho. Outro detalhe que vale ser ressaltado é a questão de concentração: neste mapa utilizou-se uma concentração de 5% em volume. Ou seja, para uma mistura contendo água e o particulado utilizado, a concentração mássica seria de 13% para o caso apresentado, valor muito superior ao previsto neste projeto (1%).

Devido à divergência de informações, os ensaios experimentais necessitam ser criteriosos e o aparato deve conter uma janela de visualização para que seja acompanhado visualmente o regime do escoamento caso tenha-se dúvidas sobre sua condição.

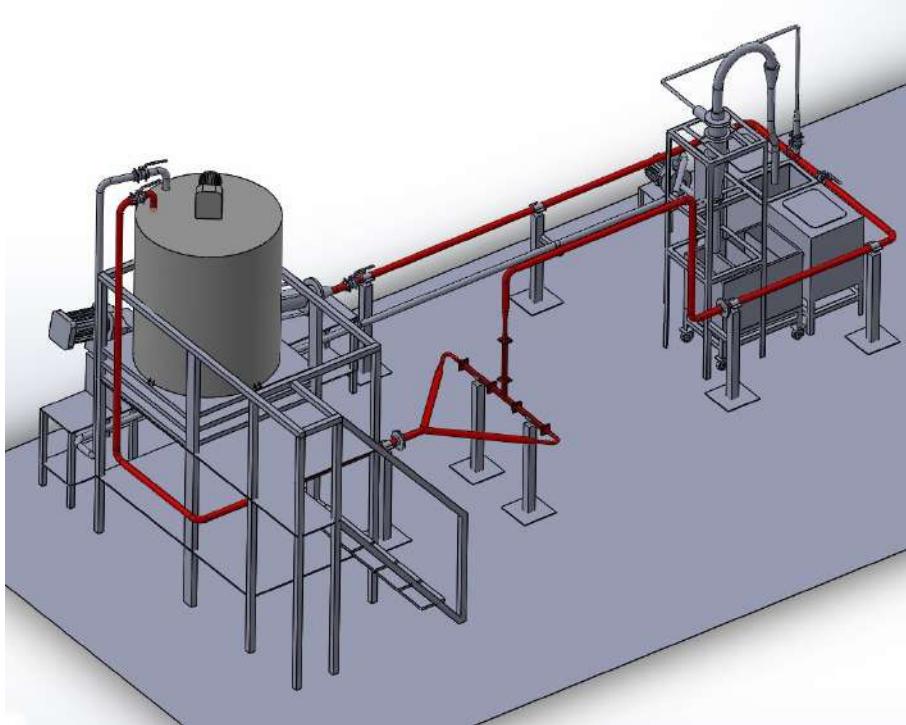
3.1.5 Operação do aparato experimental

O aparato experimental possui dois circuitos: um para testes de erosão e outro para limpeza do fluido.

MODO DE OPERAÇÃO 1: Modo de operação dos testes de erosão (Figura 3.15). Neste modo, a mistura de água e areia é continuamente bombeada do reservatório para a seção de testes, retornando ao reservatório principal ao final do circuito.



(a)



(b)

Figura 3.15: Modo de operação 1: testes de erosão.

MODO DE OPERAÇÃO 2: Modo de limpeza do fluido (figura 3.16). Neste modo a mistura de água e areia é continuamente bombeada do reservatório para um circuito paralelo de separação de sólidos composto por um hidrociclone e dois tanques decantadores; a mistura final é bombeada novamente para o tanque principal. O fluido escoa por este circuito até que a concentração do particulado na água seja baixa.

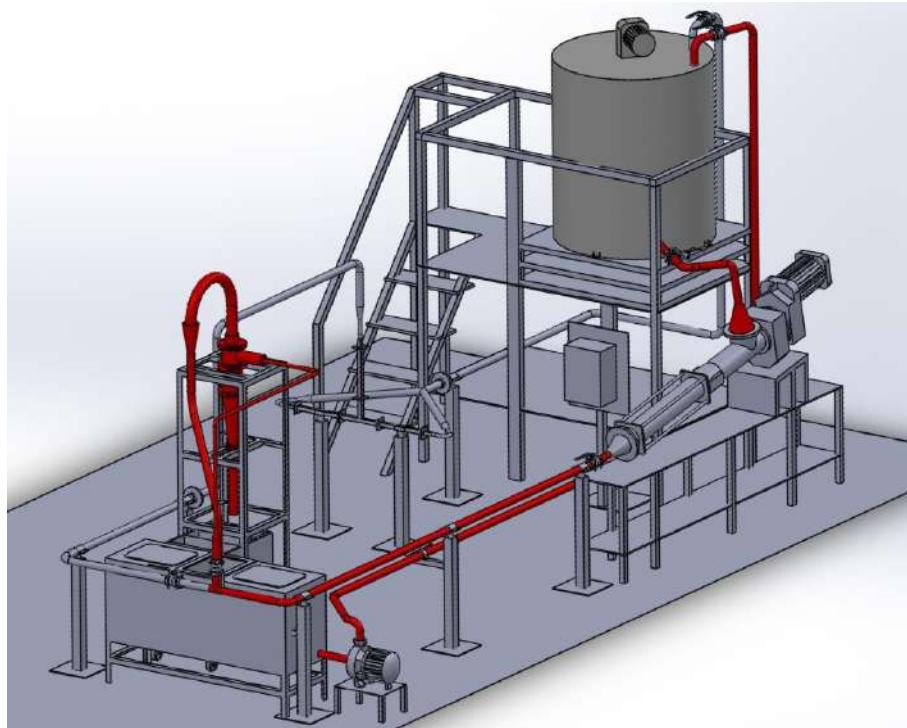


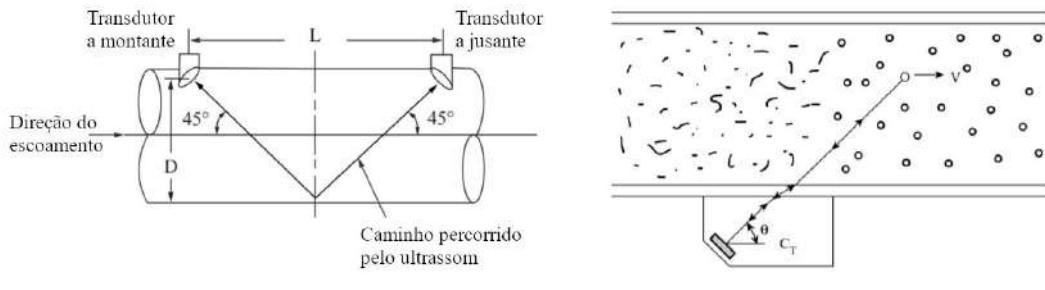
Figura 3.16: Modo de operação 2: limpeza do fluido

3.1.6 Caracterização do escoamento

3.1.6.1 Medição de vazão

Visto que o fluido de operação contém partículas abrasivas de alta dureza e visto que a bancada experimental operará a vazões elevadas, optou-se por utilizar técnicas não-intrusivas de medição de vazão para que o instrumento de medição não fosse danificado. Os medidores de vazão por ultrassom são os mais adequados para esta aplicação. Esses medidores possuem dois tipos de tecnologia: tempo de trânsito e efeito Doppler (LIPTAK, 2003). A Figura 3.17 ilustra bem a diferença nos princípios de funcionamento mencionados.

Na tecnologia de tempo de trânsito é medido o tempo que o som leva para percorrer a distância entre um transmissor e um receptor. Dois transdutores são acoplados na parede externa do tubo e emitem e recebem pulsos de ultrassom em uma frequência bem definida. A diferença de frequência é proporcional à velocidade média do fluido no interior da tubulação, conforme exibido pela Eq. (3.2). A grande



(a) Medidor de vazão por tempo de trânsito (b) Medidor de vazão por efeito Doppler

Figura 3.17: Representação esquemática do princípio de operação dos medidores de vazão ultrassônicos. (Adaptado de LIPTAK, 2003).

vantagem do princípio de tempo de trânsito é que ele não depende das partículas presentes no fluido.

$$v = \frac{t_2 - t_1}{t_2 t_1} \frac{L}{2 \cos \phi} \quad (3.2)$$

Onde:

- v é a velocidade do fluido;
- t_1 é o tempo de transmissão *downstream*, na direção do escoamento;
- t_2 é o tempo de transmissão *upstream*, na direção contrária do escoamento;
- L é a distância entre os sensores;
- ϕ é o ângulo relativo entre o feixe de onda transmitida e o escoamento.

Já a tecnologia de efeito Doppler mede a diferença de frequência entre a onda emitida pelo transmissor e a onda refletida por partículas ou bolhas existentes no fluido para calcular seu movimento relativo. Por requerer a presença de partículas no fluido, este método não é recomendável para escoamentos monofásicos. A velocidade pode ser calculada pela equação 3.3.

$$v = c \frac{f_r - f_t}{2 f_t \cos \phi} \quad (3.3)$$

onde:

- f_r é a frequência da onda recebida / refletida;
- f_t é frequência da onda transmitida / emitida;
- v é a velocidade do fluido;
- c é a velocidade do som no fluido;
- ϕ é o ângulo relativo entre o feixe de onda transmitida e o escoamento.

Medidores de vazão por efeito Doppler são recomendados para escoamentos de líquidos com elevada concentração de particulados sólidos ou com presença de bo-

lhas. No entanto, esse tipo de medidor é altamente dependente das propriedades físicas do fluido, tais como condutividade sonora, densidade de partículas e perfil do escoamento. Além disso, a não-uniformidade de distribuição de partículas na seção transversal do tubo pode resultar em medições incorretas de velocidade.

Com base nisso, o medidor de vazão utilizado na bancada experimental será um medidor ultrassônico por princípio de tempo de trânsito (modelo *SITRANS Clamp On FST020*, fabricante *Siemens*). Segundo o fabricante, o modelo escolhido é capaz de operar de forma confiável com concentrações de partículas sólidas de até 6 % em massa, valor dentro do escopo previsto de aplicação. O equipamento indicado também funciona como um totalizador de volume.

3.1.6.2 Medição de pressão

Para avaliar a queda de pressão na junta ‘T’, foram instalados três pontos de tomada de pressão: um na seção de entrada do ‘T’ e um em cada saída da seção principal, conforme exibido na Figura 3.18. A pressão absoluta na saída da bomba volumétrica também foi medida durante a realização dos experimentos.

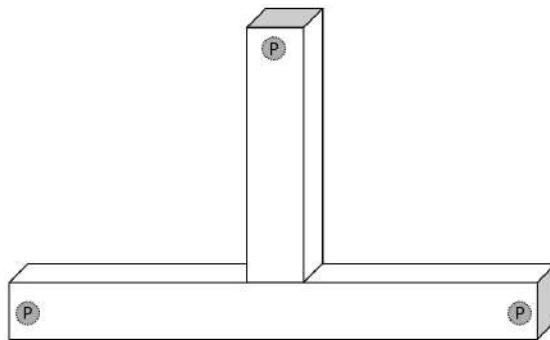


Figura 3.18: Pontos de medição de pressão na junta ‘T’.

Foram utilizados dois medidores de pressão: um do tipo diferencial de com faixa de medição de 0 a 2.5 bar (modelo 2051 CD3, fabricante *Rosemount*) e um do tipo absoluto de com faixa de medição de 0 a 10.0 bar (modelo Cerabar S PMC71, fabricante *Endress+Hauser*).

As mangueiras que conectam a tomada de pressão com os medidores são preenchidas com água. As tomadas foram instaladas na lateral da tubulação para prevenir o depósito de partículas sólidas ou o entranhamento de pequenas bolhas, caso existam.

3.1.6.3 Medição de temperatura

A temperatura da mistura no tanque foi monitorada ao longo do tempo. O instrumento utilizado foi um termômetro do tipo espeto com faixa de medição de -50 a 200 °C (modelo TE02, fabricante *Akso*).

3.1.6.4 Medição de concentração de particulado e diâmetro de partículas

Periodicamente foi realizada uma amostragem do fluido em um dreno na tubulação com o intuito de monitorar o diâmetro das partículas sólidas e a concentração do fluido.

Em experimentos recentes com carbeto de silício (SiC) no NIDF/UFRJ, percebeu-se que as partículas abrasivas quebram após se chocarem com paredes sólidas. Apesar desse fenômeno ter sido observado para altas velocidades (acima de 40 m/s), não há garantias que o mesmo não ocorra nas velocidades mais baixas do aparato.

O diâmetro das partículas foi monitorado com o auxílio do equipamento *Master-sizer 3000* da fabricante *Malvern Panalytical*. Este equipamento utiliza a técnica de difração a laser para determinar o diâmetro das partículas. Nesta técnica, é realizada a medição da variação angular da intensidade da luz difundida após a interação do feixe de laser com as partículas dispersas na amostra de fluido. A técnica é baseada na teoria de Mie (ou teoria de espalhamento da luz de Mie), que relaciona o padrão de espalhamento da luz ao tamanho das partículas presentes. Segundo LEVOGWER (2013), a intensidade da luz dispersada é diretamente proporcional ao tamanho da partícula, ao passo que a relação entre o ângulo do feixe dispersado e o diâmetro das partículas é inversamente proporcional. Em outras palavras, partículas maiores dispersam luz com maior intensidade em ângulos pequenos (com relação ao feixe incidente) e partículas menores dispersam luz com baixa intensidade em ângulos mais amplos.

Além disso, é importante verificar a concentração de sólidos em pontos da tubulação para garantir que não está havendo deposição excessiva ou recirculações indesejadas. Para isto, amostras foram coletadas e pesadas para o monitoramento da fração mássica ao longo do tempo. O procedimento é apresentado a seguir, de forma que o cálculo de concentração siga a Eq. (3.4).

1. Escolher e catalogar recipiente;
2. Pesar recipiente vazio (m_R);
3. Coletar amostra da mistura na linha;
4. Pesar recipiente com a mistura (m_M);
5. Aquecer mistura para promover a vaporização da fase líquida;
6. Pesar recipiente com fase sólida remanescente (m_S);
7. Calcular fração mássica (x_S) pela Eq. (3.4).

$$x_S = \frac{m_S - m_R}{m_M - m_R} \quad (3.4)$$

3.1.6.5 Velocimetria por Imagem de Partículas (PIV)

Um dos métodos mais aplicados na determinação do campo de velocidades de um escoamento é a técnica de Velocimetria por Imagem de Partículas (*Particle Image Velocimetry - PIV*), onde a velocidade do escoamento é determinada através do acompanhamento do deslocamento de partículas traçadoras em um período de tempo conhecido.

Esta técnica funciona da seguinte forma: partículas traçadoras - partículas que serão transportadas pelo fluido sem perturbá-lo e sem alterar suas propriedades físicas - são adicionadas ao escoamento. Elas são iluminadas duas vezes por um plano de laser na região de interesse em um intervalo de tempo conhecido. A luz refletida pelas partículas é capturada pelas lentes de uma câmera de alta-velocidade e armazenada em imagens distintas. Para o pós-processamento dos arquivos, as imagens são divididas em janelas de interrogação, sub-regiões de interesse onde a aplicação de métodos estatísticos (correlação cruzada) no par de imagens de um conjunto de partículas permite a obtenção do vetor deslocamento em cada janela. O vetor velocidade é obtido através de uma calibração - relação entre os pixels de uma imagem de referência e uma distância conhecida - e o tempo entre pulsos do laser. A Figura 3.19 ilustra o princípio de funcionamento desta técnica.

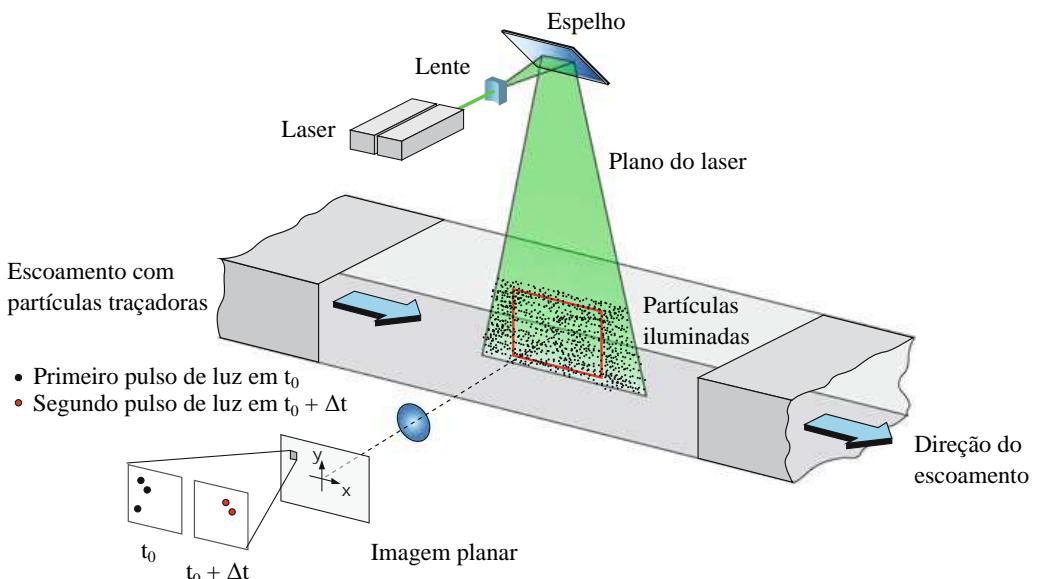


Figura 3.19: Esquema do princípio de funcionamento da técnica PIV. (Adaptado de RAFFEL *et al.*, 2018).

O PIV é uma técnica de medição óptica, não intrusiva e indireta para a medição de velocidade do escoamento. Ela não se restringe à medição de velocidade em um ponto específico do escoamento, permitindo a análise de toda uma região. Outra vantagem da técnica é a possibilidade de realizar medições nas três dimensões através do uso de múltiplas câmeras e mais planos de iluminação. No entanto, a técnica de velocimetria óptica requer diversos cuidados. RAFFEL *et al.* (2018) ressaltam que, para a adquisição de imagens de qualidade, é necessário um escoamento cuja densidade de partículas seja adequada e cuja distribuição de partículas seja homogênea. Os autores também comentam sobre a necessidade de uma solução de compromisso entre o tamanho das partículas, sua capacidade de dispersão de luz (partículas maiores espalham mais luz) e sua habilidade de seguir o escoamento (partículas menores funcionam melhor como traçadoras). Outro ponto de atenção relevante é a utilização de resolução espacial e temporal adequadas e intervalo entre pulsos de iluminação adequados.

Neste trabalho, a técnica será utilizada para medir o campo de velocidades do escoamento e suas flutuações, além de possibilitar a identificação de regiões de recirculação na seção de testes. Foi utilizado um laser Nd-Yag com energia de pulso de 135 mJ e taxa de repetição de 15 Hz (modelo *DualPower 135-15*, fabricante *Litron*) e uma câmera de alta velocidade (modelo *SpeedSense M310*, fabricante *Phantom*) com 1920x1200 px de resolução e capacidade de armazenamento de 4170 pares de imagens. A lente da câmera possui 105 mm de abertura e a distância focal média foi de 26 cm do plano do laser. As partículas traçadoras utilizadas são partículas de vidro recobertas com prata com diâmetro médio de 20 μm .

A Figura 3.20 apresenta um diagrama da montagem do sistema PIV. O LED indicado foi utilizado para a aquisição de imagens de calibração e de imagens de visualização das partículas nos experimentos de erosão.

Devido à área iluminada pelo laser ser insuficiente para abranger toda a área de interesse, foi necessário realizar aquisições em posições diferentes. A Figura 3.21 apresenta um desenho esquemático ilustrando esta situação.

A calibração das imagens foi realizada tendo como referência o diâmetro externo da junta ‘T’, de dimensão 29 mm, exibido na Figura 3.22. O fator de escala das medições variou entre 23.137 e 24.178px/mm.

Durante a aquisição de dados foram salvos 1000 a 3000 pares de imagens. Para o pós-processamento das imagens, além das etapas tradicionais de calibração, geração de imagem média de fundo, definição de máscara e subtração das imagens, este trabalho utilizou também a rotina de PIV Adaptativo (*Adaptive PIV*) para o cálculo do vetor velocidade. Este algoritmo ajusta iterativamente as dimensões das janelas de interrogação de forma se adaptar à densidade de partículas presentes e gradientes no escoamento. As janelas de interrogação mínimas e máximas têm, respectivamente,

dimensões de 16x16px e 64x64px. A sobreposição entre janelas de interrogação vizinhas foi de 8px.

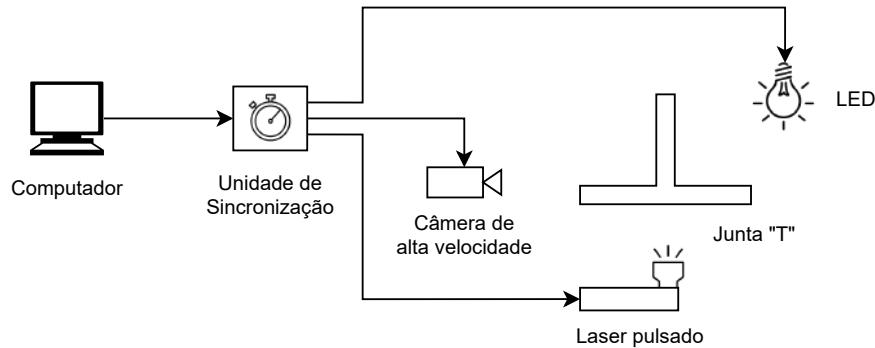


Figura 3.20: Diagrama de montagem do sistema PIV na bancada experimental.

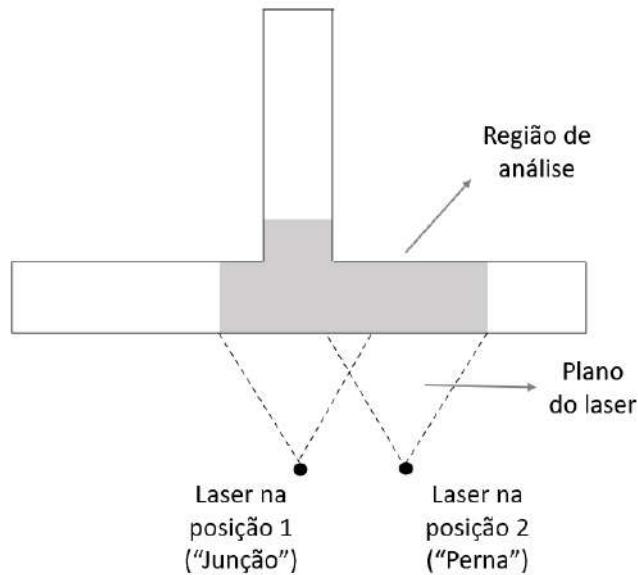


Figura 3.21: Desenho esquemático ilustrando as posições do laser para iluminar a região de interesse.

Após os cálculos de velocidade para cada par de imagens, foi realizada uma validação com o intuito de eliminar vetores espúrios (*outliers*) e erros de medição. O último passo do método é a realização de uma média temporal das imagens, obtendo assim o campo de velocidade média do escoamento. A Figura 3.23 apresenta uma sequência de imagens ilustrando as etapas de processamento dos dados.



Figura 3.22: Exemplo de imagem de calibração utilizada no sistema PIV.

3.1.7 Caracterização das amostras

3.1.7.1 Análise Visual

A primeira etapa da caracterização das amostras é uma análise visual. A inspeção visual é importante para saber se a amostra apresenta danos suficientes que possam ser caracterizados e se ela apresenta desgaste nas regiões esperadas ou não.

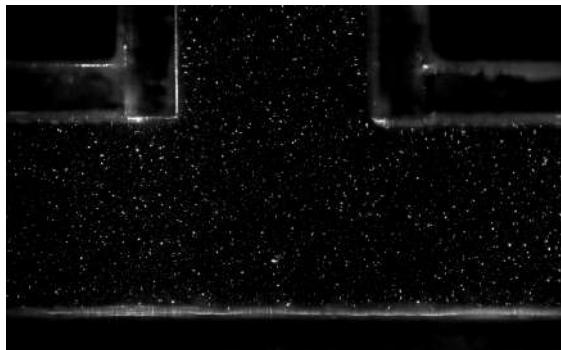
3.1.7.2 Análise de massa removida

Para quantificar a perda de massa das amostras devido ao processo erosivo, elas são pesadas no início e ao final de cada experimento. Neste processo foi utilizada uma balança analítica com resolução 0.0001 g e capacidade máxima de 220 g (modelo M214Ai, fabricante *BEL Engineering*).

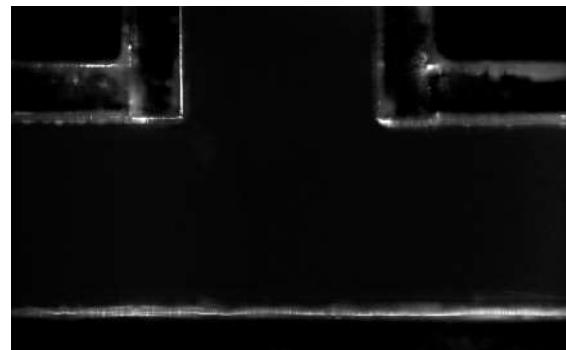
3.1.7.3 Medição de rugosidade e perfil

As amostras também são analisadas por um perfilômetro *Form Talysurf Intra* da fabricante *Taylor Hobson*. A intenção é avaliar quantitativamente a mudança de rugosidade e caracterizar o perfil erodido. Segundo o fabricante, este instrumento possui resolução de 16 nm para um campo de medição de 1 mm de altura.

Segundo SOSA *et al.* (2015), perfilômetros como este medem forma, ondulação e rugosidade da amostra simultaneamente. Filtros polinomiais e/ou gaussianos são necessários para extrair as informações de interesse.



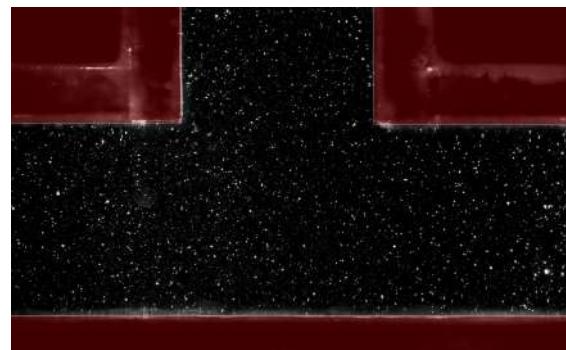
(a) Imagem original



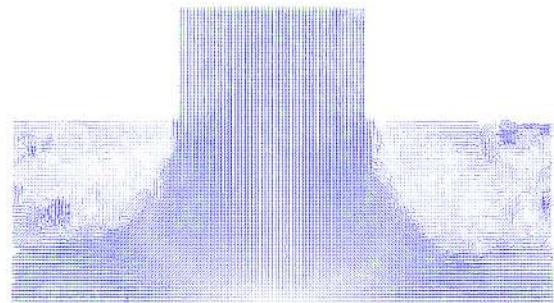
(b) Imagem média



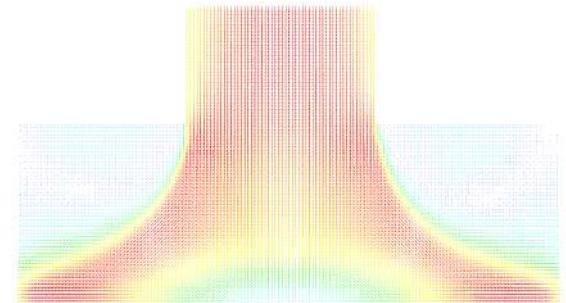
(c) Imagem com subtração de fundo



(d) Criação de máscaras para limitar área de análise



(e) Campo de velocidade instantâneo resultado do processamento de um par de imagens



(f) Campo de velocidade média a partir da média de todos os campos instantâneos

Figura 3.23: Etapas de processamento das imagens no método PIV.

3.1.8 Cálculo da razão de erosão

Conforme explicitado na Seção 2.1.4, a “razão de erosão” (*erosion ratio* ou *ER*) é uma grandeza derivada utilizada para quantificar o dano por erosão. A razão de erosão empregada neste trabalho é avaliada pela razão entre a massa de material removido do alvo metálico e a massa de partículas injetadas na junta ‘T’, vide Eq. (3.5) . A unidade desta grandeza é kg/kg.

$$ER = \frac{\Delta m_{chapa}}{m_p} \quad (3.5)$$

A massa de material removido é quantificada diretamente pela diferença de massa da chapa-alvo no início e ao final dos experimentos, vide Eq. (3.6). A massa de partículas injetadas (m_p), no entanto, precisa ser estimada levando-se em consideração os parâmetros do escoamento. A expressão para o cálculo de m_p é dada pela Eq. (3.7).

$$\Delta m_{chapa} = m_{chapa_{antes}} - m_{chapa_{depois}} \quad (3.6)$$

$$m_p = \bar{x}_S \cdot V_M \cdot \rho_M \quad (3.7)$$

Nesta equação:

- m_p é a massa total de partículas sólidas injetadas no sistema;
- \bar{x}_S é a fração mássica média (concentração média) de partículas do experimento;
- V_M é o volume total de mistura bombeada durante o experimento;
- ρ_M é a densidade da mistura.

Como a mistura de água e partículas de carbeto de silício é quimicamente inerte, sua densidade pode ser calculada pela Eq. (3.8), onde os subscritos “S” e “L” correspondem respectivamente à fase sólida e líquida.

$$\rho_M = \frac{1}{\frac{\bar{x}_S}{\rho_S} + \frac{1 - \bar{x}_S}{\rho_L}} \quad (3.8)$$

Por haver a possibilidade de variação da concentração de partículas sólidas durante o experimento, optou-se pela utilização da fração mássica média (\bar{x}_S) nos cálculos, ao invés da fração mássica nominal de 1 %.

Como poucas chapas serão erodidas para cada condição, os resultados serão apresentados a partir da média e de um intervalo de confiança calculado através da distribuição t de Student, considerando um nível de confiança de 95 %. As equações para cálculo do intervalo de confiança para uma amostra com “n” elementos são

dadas pelas Eqs. (3.9) e (3.10). S_n é o desvio padrão da amostra (desvio padrão considerando os “n” elementos ensaiados em uma mesma condição).

$$ER_{amostral} = \overline{ER} \pm t_{95\%, n-1} \cdot \frac{S_n}{\sqrt{n}} \quad (3.9)$$

$$S_n = \sqrt{\frac{1}{n-1} \sum_{i=1}^n (ER_i - \overline{ER})^2} \quad (3.10)$$

3.1.9 Matriz de Testes

Neste trabalho, a erosão em uma junta ‘T’ de seção quadrada foi estudada a partir da variação do número de Reynolds. Durante a revisão bibliográfica, foi apurado que o dano erosivo é diretamente proporcional à velocidade. A matriz de testes foi elaborada para permitir a verificação dessa correlação global.

Os ensaios foram divididos em duas partes: testes para medição do campo de velocidade através da técnica PIV e testes para a realização de erosão. Os ensaios foram realizados para três números de Reynolds distintos. Para os testes de erosão, a concentração mássica de particulado no tanque é conhecida e igual a 1%. Todos os ensaios destrutivos foram realizados três vezes para que se verificasse a repetibilidade dos resultados. A duração de cada ensaio foi de 8 horas.

As Tabelas 3.4 e 3.5 apresentam as condições de cada ensaio experimental de PIV e de erosão, respectivamente.

Tabela 3.4: Matriz de testes experimentais para PIV.

Nº Teste	Partícula Traçadora	Diâmetro do Traçador	Local Medição	Re	Frequência Aquisição	Δt Pulsos
01				9.5×10^4	14 Hz	150 μ s
02	Prata	20 μ m	Junção	1.2×10^5	14 Hz	100 μ s
03				1.6×10^5	14 Hz	60 μ s
04				9.5×10^4	14 Hz	150 μ s
05	Prata	20 μ m	Perna	1.2×10^5	14 Hz	100 μ s
06				1.6×10^5	14 Hz	60 μ s

Tabela 3.5: Matriz de testes experimentais de erosão.

Nº Teste	Concentração de Partículas	Tamanho de Partícula	Material da Amostra	Re	St	Duração
01						
02	1%	SiC, Mesh 150	AISI 304	9.5×10^4	0.5	8h
03						
04						
05	1%	SiC, Mesh 150	AISI 304	1.2×10^5	0.7	8h
06						
07						
08	1%	SiC, Mesh 150	AISI 304	1.6×10^5	0.9	8h
09						

3.2 Metodologia Numérica

Além dos ensaios experimentais, o projeto contempla também a simulação numérica de escoamentos bifásicos líquido-sólido. As simulações foram realizadas com a intenção de comparar os resultados experimentais de erosão na geometria ‘T’ com os resultados numéricos do dano utilizando modelos de erosão disponíveis na literatura, os quais são calibrados para a condição de jato impingente.

3.2.1 Considerações Gerais

A Dinâmica de Fluidos Computacional, também conhecida como CFD (*Computational Fluid Dynamics*), é um conjunto de metodologias que permite a análise de sistemas envolvendo escoamento de fluidos com reologia e geometria conhecidos (HIRSCH, 2007). Em linhas gerais, as ferramentas de CFD são utilizadas para resolver numericamente as equações complexas que regem o movimento dos fluidos.

Estas equações podem ser completamente descritas a partir de princípios físicos fundamentais: conservação de massa e variações de taxa de quantidade de movimento linear e energia. Aplicando estes conceitos para um fluido viscoso, incompressível e desconsiderando qualquer geração de energia ou troca de calor, chega-se às equações de Navier-Stokes, válidas para escoamentos em regime laminar e turbulento.

$$\nabla \cdot \vec{u} = 0 \quad (3.11)$$

$$\frac{\partial \vec{u}}{\partial t} + (\vec{u} \cdot \nabla) \vec{u} = -\frac{1}{\rho} \nabla p + \nu \nabla^2 \vec{u} \quad (3.12)$$

A Eq. (3.11) expressa a conservação de massa (equação da continuidade), ao passo que a Eq. (3.12) expressa a variação da taxa de quantidade de movimento linear por unidade de volume.

A transição entre o escoamento laminar e o escoamento turbulento foi criteriosamente observada apenas no final do século XIX por REYNOLDS (1895). Ele postulou que o critério de transição entre os dois regimes é dependente de um único parâmetro adimensional. O número de Reynolds (Re), como ficou conhecido, abrange parâmetros cinemáticos do escoamento (velocidade característica u), geométricos (comprimento característico l) e do fluido (viscosidade cinemática ν), vide Eq. (3.13).

$$Re = \frac{ul}{\nu} \quad (3.13)$$

O autor também sugeriu a decomposição do escoamento em campo médio (\bar{u}_i e \bar{p}) e flutuações (u'_i e p') - ilustrado na Figura 3.24 e descrito na Eq. (3.14) - e introduziu o conceito do tensor de Reynolds, com o seu intrínseco problema de “fechamento” da turbulência.

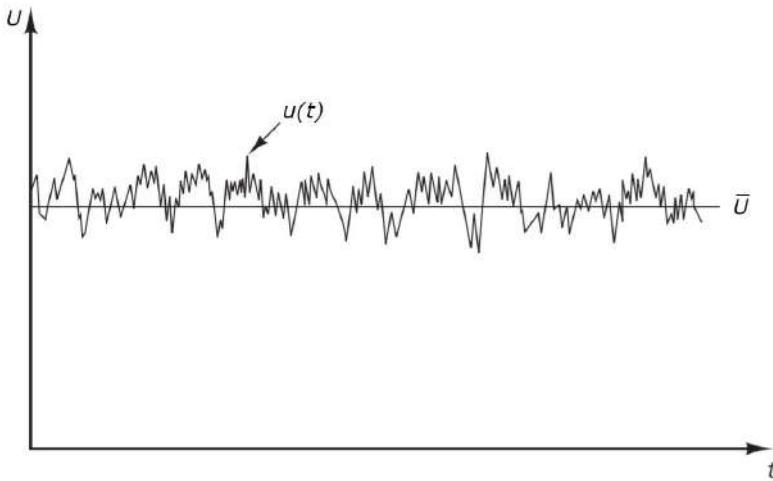


Figura 3.24: Esquema das flutuações da componente U da velocidade. (Adaptado de VERSTEEG e MALALASEKERA 2007).

$$\begin{cases} u_i = \bar{u}_i + u'_i \\ p = \bar{p} + p' \end{cases} \quad (3.14)$$

A própria definição de turbulência é não consensual. De forma geral, ela pode ser caracterizada pelo alto grau de mistura do escoamento, por sua imprevisibilidade, pela riqueza de escalas presentes, e pelas flutuações de grandezas no espaço e no tempo. O processo de transferência e dissipação de energia ocorre das grandes escalas para as pequenas escalas, em um conceito conhecido como “cascata de energia”. A Figura 3.25 apresenta o espectro de energia turbulenta $E(k)$ em função do número de onda k , definido como $k = 2\pi/\lambda$, onde λ é o comprimento de onda dos turbilhões/vórtices que compõem o escoamento. O valor de $E(k)$ é maior nas grandes escalas e decresce rapidamente à medida que o número de onda k aumenta, fazendo com que as menores escalas tenham menor energia associada.

Os métodos mais comuns para a simulação de escoamentos turbulentos são: DNS, LES e RANS; eles serão explicados brevemente a seguir. Na prática, a aplicação destes métodos requer o entendimento do fenômeno da turbulência e, em muitos casos, o uso de modelos aproximados para descrevê-lo. A mesma Figura 3.25 apresenta o espectro turbulento $E(k)$ e a indicação das faixas de aplicação para estes modelos.

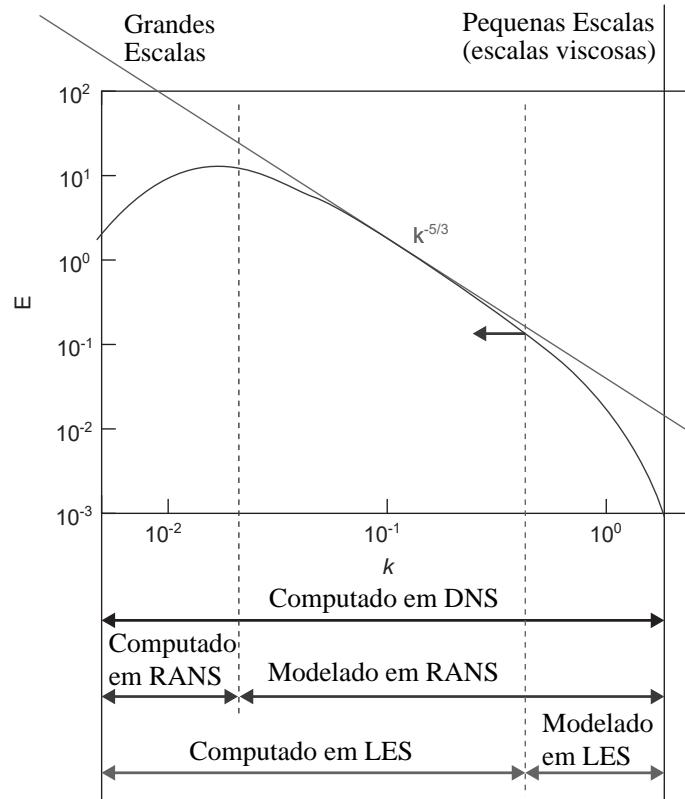


Figura 3.25: Espectro de energia turbulenta ($E(k)$) em função do número de onda (k), com a indicação da região de aplicação dos métodos RANS, LES e DNS. (Adaptado de HIRSCH, 2007).

3.2.1.1 Simulação Numérica Direta de Navier-Stokes (DNS)

A Simulação Numérica Direta de Navier-Stokes ou DNS (*Direct Numerical Simulation*) é um método que visa resolver todas as escalas espaciais e temporais do espetro turbulento diretamente, sem modelagem. A malha utilizada na discretização das equações precisa ser suficientemente refinada para que possa captar as escalas de Kolmogorov, as menores escalas onde ocorre a dissipação de energia. Além disso, o método requer intervalos muito pequenos entre os passos de tempo para que as flutuações mais rápidas possam ser adequadamente resolvidas.

Há grande interesse tecnológico no método DNS por este oferecer solução precisa dos escoamentos, visto que não depende de nenhuma modelagem turbulenta. No entanto, em termos computacionais, o método DNS é o mais custoso de todos por requerer alta capacidade computacional durante longos períodos (semanas ou meses).

3.2.1.2 Simulação de Grandes Escalas (LES)

Na Simulação de Grandes Escalas ou LES (*Large Eddy Simulation*), as maiores escalas do escoamento são resolvidas diretamente a partir das equações de Navier-Stokes (assim como ocorre no DNS), porém as menores escalas são quantificadas através de um modelo de escala sub-malha, ou SGS (*Sub-Grid Scale model*).

Por resolver diretamente as grandes escalas e por requerer malhas adequadamente refinadas para este fim, o método exige um alto esforço computacional, embora significativamente menor daquele observado para o DNS. O método LES não está totalmente livre de modelagem física, porém fornece uma boa solução de compromisso entre esforço computacional e soluções de escoamentos mais verossímeis.

3.2.1.3 Simulação das Equações Médias de Reynolds (RANS)

A Simulação das Equações Médias de Reynolds ou RANS (*Reynolds Averaged Navier-Stokes*) é o método mais utilizado para a simulação de escoamentos em CFD. O modelo foca na solução do escoamento médio, resolvendo as equações médias de Reynolds.

Tais equações são obtidas através da substituição da decomposição de Reynolds (Eq. (3.14)) nas equações de Navier-Stokes (Eqs (3.11) e (3.12)), com posterior aplicação do operador média temporal nas equações resultantes (SILVA FREIRE *et al.*, 2002). As equações resultantes são representadas em notação indicial pelas Eqs. (3.15) e (3.16).

$$\frac{\partial \bar{u}_i}{x_i} = 0 \quad (3.15)$$

$$\frac{\partial \bar{u}_i}{\partial t} + \bar{u}_j \frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_j} = \frac{1}{\rho} \frac{\partial}{\partial x_j} \left(-\rho \bar{u}'_i \bar{u}'_j - \bar{p} \delta_{ij} + \mu \left(\frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_j} + \frac{\partial \bar{u}_j}{\partial x_i} \right) \right) \quad (3.16)$$

O processo de tomada da média nas equações resulta no surgimento de novos termos que envolvem o produto das flutuações turbulentas $\bar{u}'_i \bar{u}'_j$ na equação do movimento médio, podendo ser interpretados como uma tensão adicional ao movimento. Matematicamente, estes novos termos são agrupados no chamado Tensor Turbulento, Tensor de Viscosidade Aparente ou Tensor de Reynolds.

As equações médias de Reynolds não formam um sistema determinado por haver mais incógnitas (\bar{u}_i , \bar{p} e $\bar{u}'_i \bar{u}'_j$) do que equações. Desta forma, é necessário providenciar equações extras que consigam relacionar as grandezas médias e as grandezas instantâneas. Este problema é conhecido como “problema do fechamento”.

Uma das primeiras tentativas de se revolver esta questão foi realizada por BOUS-SINESQ (1877). Ele introduziu o conceito de viscosidade turbulenta, μ_t , como uma tentativa de modelar o comportamento dos tensores turbulentos. A Eq. (3.17) descreve a modelagem proposta.

$$\rho \bar{u}'_i \bar{u}'_j = \mu_t \left(\frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_j} \right) \quad (3.17)$$

Uma forma generalizada da hipótese de Boussinesq foi proposta por KOLMOGOROV (1941) e desde então tem sido amplamente utilizada na modelagem de turbulência. A nova expressão Tensor de Reynolds é dada pela equação 3.18.

$$\rho \bar{u}'_i \bar{u}'_j = \mu_t \left(\frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_j} + \frac{\partial \bar{u}_j}{\partial x_i} \right) - \frac{2}{3} \rho \kappa \delta_{ij}. \quad (3.18)$$

É possível encontrar na literatura diversas modelagens para o termo μ_t e outros modelos que relacionam os termos médios com as flutuações. A Tabela 3.6 lista os principais modelos disponíveis nos softwares comerciais de CFD.

O método RANS, comparado com os demais métodos, é o que menos requer esforço computacional. Além disso, seus resultados são razoáveis para uma grande variedade de aplicações, fazendo do método um ótima alternativa para soluções de engenharia.

Tabela 3.6: Tabela relacionando os modelos de turbulência mais utilizados em CFD e o número de equações de transporte extra necessárias. (Adaptado de VERSTEEG e MALALASEKERA, 2007).

Número extra de equações de transporte	Nome do Modelo
Zero	Modelo de Comprimento de Mistura ou Algébrico
Um	Modelo de 1 equação de Prandtl
	Modelo de Spalart-Allmaras
Dois	Modelo $\kappa - \epsilon$
	Modelo $\kappa - \omega$
	Modelo SST
Sete	Modelo de Transporte das Tensões de Reynolds

3.2.2 Abordagem

Este trabalho utilizou uma abordagem Euleriana-Lagrangeana para avaliar o escoamento bifásico (líquido e sólido) e prever o dano por erosão no modelo computacional da junta ‘T’. Esta abordagem consiste em tratar cada uma das fases sob perspectivas diferentes. A fase líquida é analisada a partir da ótica Euleriana, isto é, o escoamento é estudado a partir de um volume de controle, de um domínio bem definido. As partículas, por sua vez, têm suas trajetórias calculadas a partir da descrição Lagrangeana, onde as partículas são acompanhadas individualmente. O procedimento padrão pode ser dividido em três etapas, esquematizadas na figura 3.26.

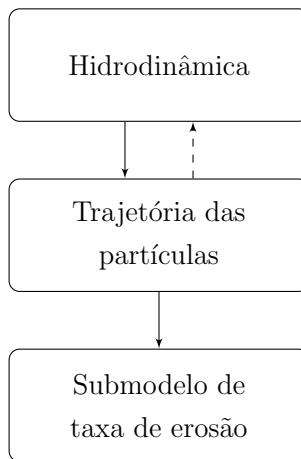


Figura 3.26: Esquema de solução de uma simulação de um problema de erosão utilizando fluidodinâmica computacional.

O primeiro estágio consiste no cálculo dos campos de velocidade e pressão a partir das equações de conservação de massa e quantidade de movimento da fase

contínua (fase Euleriana), além da solução das equações de transporte ligadas ao modelo de turbulência escolhido, quando apropriado.

No segundo estágio, partículas (fase Lagrangeana) são inseridas no domínio e suas trajetórias são determinadas a partir de um balanço de forças. Nesta etapa é necessário especificar formulações para forças de corpo e forças interfaciais tais como arrasto, sustentação e peso. A interação entre as fases líquida e sólida também deve ser definida. São três as possibilidades de acoplamento: acoplamento de uma-via (*one-way coupling*), quando o escoamento influencia a trajetória das partículas, mas estas não alteram a dinâmica do escoamento; acoplamento de duas-vias (*two-way coupling*), quando ambas as fases interagem; e acoplamento de quatro-vias (*four-way coupling*), quando o choque partícula-partícula também é considerado na interação entre as fases.

Ainda, considera-se que ao haver colisão de uma partícula com uma das paredes sólidas do domínio, uma quantidade de material será retirada. O volume de material removido é estimado a partir de modelos de erosão (como os apresentados na revisão bibliográfica) e pode ser função do ângulo de colisão, velocidade, tamanho de partícula e propriedades dos materiais.

A biblioteca escolhida para as simulações foi o *OpenFOAM*, especialmente por se tratar de uma plataforma *open-source*. A biblioteca já inclui formulações para escoamentos multifásicos líquido-sólido implementadas em seu código-fonte.

3.2.3 Modelagem da fase Euleriana

Este trabalho utilizou o método RANS para avaliação do campo contínuo. Optou-se pela utilização de dois modelos de turbulência para efeito de comparação: o *realisable* $\kappa - \epsilon$ e o $\kappa - \omega$ *SST*. Ambos os modelos são considerados modelos a duas equações.

Segundo SILVA FREIRE *et al.* (2006, Cap. 8), os modelos a duas equações utilizam duas equações diferenciais de transporte de propriedades turbulentas, podendo ser considerados modelos de fechamento completos. Tipicamente é adotada uma equação de transporte para a energia cinética turbulenta, κ , juntamente com uma equação de transporte para outra propriedade de interesse.

3.2.3.1 Modelo *realisable* $\kappa - \epsilon$

O modelo *realisable* $\kappa - \epsilon$ é derivado do modelo $\kappa - \epsilon$ padrão, originalmente desenvolvido por JONES e LAUNDER (1972). No modelo padrão, os autores propõem a formulação de equações de transporte para a energia cinética turbulenta, κ , e a taxa de dissipaçāo de energia cinética turbulenta, ϵ .

O modelo $\kappa - \epsilon$ é um dos modelos mais populares em CFD graças a sua alta taxa de convergência e baixo uso de memória computacional. No entanto, apresenta

deficiências significativas em escoamentos complexos, tais como escoamentos com gradientes de pressão adversos, escoamentos com regiões de separação, curvaturas acentuadas e jatos, para citar alguns.

O modelo *realisable* $\kappa - \epsilon$, proposto por SHIH *et al.* (1995), tenta reduzir as limitações do modelo original ao propor uma nova formulação para a viscosidade turbulenta μ_t e uma nova equação de transporte para ϵ . O resultado é um modelo com previsões melhoradas para espalhamento de jatos, escoamentos contendo rotação, escoamentos com separação de camada limite e recirculação.

O novo modelo, assim como o original, utiliza a lei de parede para tratar as camadas de amortecimento (*buffer layer*) e a sub-camada viscosa, requerendo malhas menos refinadas ($y^+ > 30$).

3.2.3.2 Modelo $\kappa - \omega SST$

O modelo $\kappa - \omega$ original utiliza como parâmetros a energia cinética turbulenta, κ , e a taxa de dissipação de energia por unidade de volume e tempo - também interpretada como uma “frequência turbulenta” - ω . Ele permite um tratamento mais preciso nas regiões próximas à parede por substituir a abordagem da lei de parede por uma formulação de baixo Reynolds baseada no refinamento da malha ($y^+ < 5$). Como consequência, o modelo $\kappa - \omega$ é capaz de captar melhor os gradientes de pressão e velocidade próximos à parede e por trazer bons resultados em escoamentos com gradientes de pressão adversos e separação. Entretanto, segundo SILVA FREIRE *et al.* (2002), o modelo prediz fenômenos de separação de forma excessiva e antecipada no caso de escoamentos em transição e é muito sensível às condições do escoamento longe da parede, retornando resultados significativamente diferentes do esperado ou a partir de pequenas variações no valor de ω .

O modelo $\kappa - \omega SST$ (*Shear Stress Transport*) foi desenvolvido por MENTER (1994). Nele, há uma combinação entre os modelos $\kappa - \omega$ e $\kappa - \epsilon$ padrões de forma a otimizar os pontos fortes de cada modelo na solução do escoamento. Na prática, uma ponderação da contribuição de cada modelo é realizada em cada volume de controle; as equações de transporte para $\kappa - \omega$ são utilizadas em regiões próximas à parede, na região da camada limite, ao passo que as equações para $\kappa - \epsilon$ são utilizadas longe delas, na região de fluxo livre. O resultado desta combinação é um modelo que apresenta grande acurácia para escoamentos em geometrias complexas ou com regiões de circulação, separação, gradientes de pressão adversos.

3.2.3.3 Modelagem computacional do fluido

O escoamento será modelado como incompressível, turbulento (intensidade turbulenta na entrada de 5 %) e tratado como regime permanente (solver *simpleFoam*).

O fluido utilizado é a água, que será avaliada nas mesmas condições que o experimento: três números de Reynolds distintos. $Re = 9.5 \times 10^4$, $Re = 1.2 \times 10^5$ e $Re = 1.6 \times 10^5$.

3.2.4 Modelagem da fase Lagrangeana

3.2.4.1 Acoplamento

Devido à concentração de partículas utilizadas no experimento ser baixa, as partículas nas simulações numéricas podem estar desacopladas do campo contínuo (BRENNEN, 2005). Desta forma, será utilizado o acoplamento de uma-via (*one-way coupling*). Ou seja, a fase contínua será resolvida independentemente da fase dispersa; as partículas não influenciam no escoamento e suas trajetórias são determinadas pela velocidade do fluido em cada região da malha.

3.2.4.2 Forças

Serão consideradas as seguintes forças atuando na partícula:

- Força peso;
- Empuxo;
- Força de arrasto não-esférico (calculado pelo modelo de HAIDER e LEVENSPIEL 1989);
- Força de sustentação de *Saffman-Mei* (MEI, 1992; SAFFMAN, 1965);
- Massa-virtual.

O coeficiente de arrasto não-esférico proposta por HAIDER e LEVENSPIEL (1989) é expressa pela Eq. (3.19).

$$C_D = \frac{24}{Re_p} \left(1 + A Re_p^B \right) + \frac{C}{1 + \frac{D}{Re_p}} \quad (3.19)$$

onde:

- Re_p é o número de Reynolds da partícula;
- A, B, C, D são constantes empíricas;

O número de Reynolds da partícula, Re_p , é expresso pela Eq. (3.20). A força de arrasto por unidade de massa, F_D , é dada pela Eq. (3.21),

$$Re_p = \frac{\rho_p d_p (V_p - U)}{\mu} \quad (3.20)$$

$$F_D = \frac{2}{3} \frac{C_D \mu Re_p}{\rho_p d_p^2} \quad (3.21)$$

Os coeficientes foram calibrados empiricamente após ensaios com partículas esféricas e não-esféricas isométricas (cubos, tetraedros e octaedros) de 8 esfericidades diferentes e podem ser vistos na Tabela 3.7. O modelo de HAIDER e LEVENSPIEL (1989) é válido para $Re < 2.6 \times 10^5$.

Tabela 3.7: Coeficientes empíricos em função da esfericidade da partícula. (Retirado de HAIDER e LEVENSPIEL, 1989).

ϕ	A	B	C	D
1.000	0.1806	0.6459	0.4251	6880.95
0.906	0.2155	0.6028	0.8203	1080.835
0.846	0.2559	0.5876	12.191	1154.13
0.806	0.2734	0.5510	1.406	762.39
0.670	0.4531	0.4484	1.945	101.178
0.230	2.5	0.21	15	30
0.123	4.2	0.16	28	19
0.043	7	0.13	67	7
0.026	11	0.12	110	5

O conceito de esfericidade de uma partícula é polêmico e possui diversas definições na literatura. Para este trabalho, a esfericidade (ϕ) é dada pela Eq. (3.22). Costuma-se utilizar o valor de $\phi = 0.8$ para areias em geral.

$$\phi = \frac{s}{S} \quad (3.22)$$

onde:

- s é a área superficial de uma esfera com o mesmo volume da partícula;
- S é a área superficial da partícula.

3.2.4.3 Distribuição de Tamanho de Partículas

Para a injeção de partículas no domínio Lagrangeano, o OpenFOAM conta com uma biblioteca de modelos de distribuição. Um modelo de distribuição é uma função que define quantitativamente como os valores de uma certa propriedade são distribuídos entre as partículas que compõem o espaço amostral.

Os modelos disponíveis são: exponencial, valor fixo, normal, normal multi-variável, geral (aleatório), Rosin-Rammler e distribuição uniforme.

Visto que é possível caracterizar as partículas experimentalmente, este projeto utilizará a distribuição por valor fixo. Ou seja, a distribuição de partículas por faixas de diâmetro será informada como um parâmetro ao escoamento.

Vale ressaltar que nas simulações numéricas deste projeto as partículas terão a mesma distribuição de diâmetro mesmo após sucessivos choques ou após determinado tempo. Isto é uma hipótese simplificadora visto que há relatos na indústria de partículas sofrendo desgaste e/ou quebra (DNV GL, 2015).

3.2.5 Implementação de novas bibliotecas no *OpenFOAM*

A biblioteca computacional *OpenFOAM* contém implementações de diversos modelos para escoamento multifásico e cálculo de trajetórias de partículas. No entanto, em sua versão padrão ela disponibiliza apenas uma implementação do modelo de FINNIE (1960) para cálculo do volume removido por erosão. Como existem diversos modelos utilizados na indústria e como é fundamental comparar as formulações existentes com os resultados que elas fornecem, o NIDF/UFRJ desenvolveu uma nova biblioteca que permite a seleção entre diferentes modelos de forma simples.

A Figura 3.27 mostra uma comparação entre a implementação do submodelo de erosão presente na distribuição oficial do *OpenFOAM* e a biblioteca desenvolvida no NIDF/UFRJ, denominada *liblagrangianErosion*. A nova biblioteca faz uso da capacidade do *OpenFOAM* de definir interfaces abstratas, com modelos específicos sendo definidos posteriormente; isso possibilita a seleção de qualquer um dos modelos na definição do caso, sem ser necessária nova compilação, e facilita a extensão da biblioteca conforme outras abordagens forem incluídas.

Além de contar com 4 submodelos distintos, a nova implementação permite que o usuário escolha visualizar os resultados de volume removido ou espessura removida por erosão. Os respectivos parâmetros de cada modelo também são determinados para cada simulação. Caso desejado, ainda é possível escolher constantes de calibração diferentes das disponibilizadas pelos autores em seus trabalhos originais.

Apesar do *OpenFOAM* permitir a escolha do coeficiente de restituição do choque partícula-parede, tal coeficiente é mantido constante para todos os choques ocorridos em determinada simulação, independente das condições.

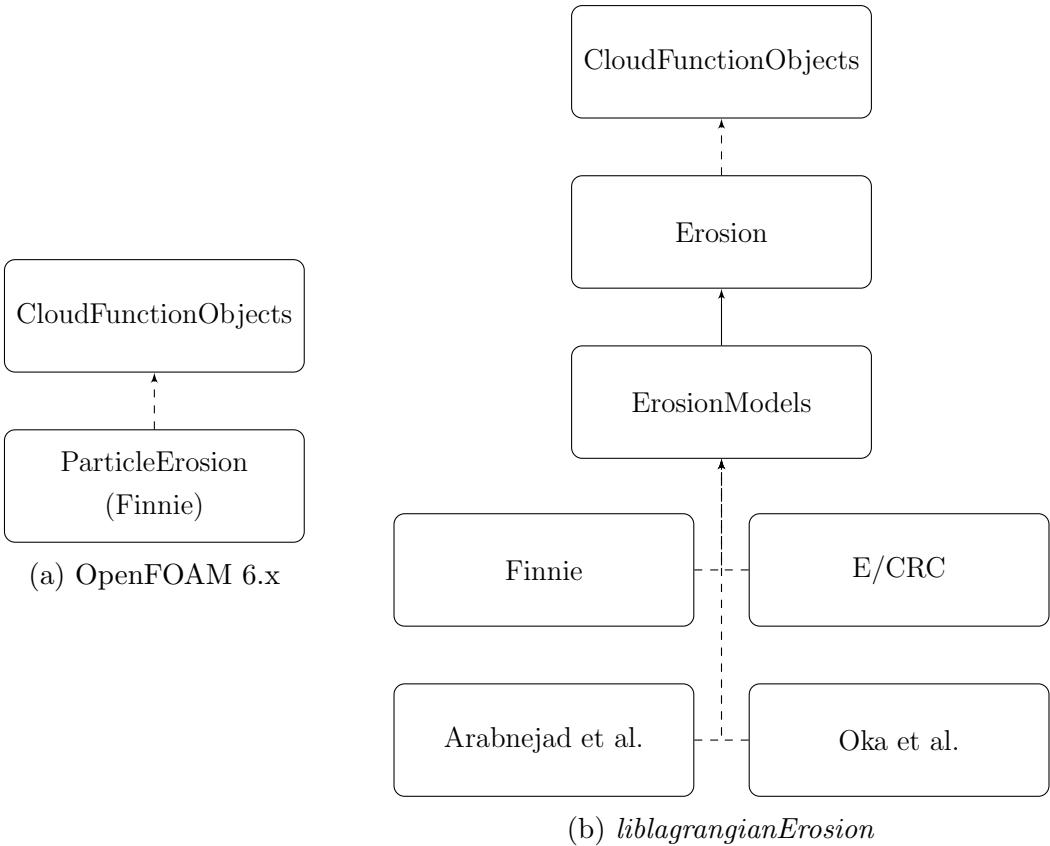


Figura 3.27: Estrutura do submodelo de erosão na implementação antiga e na biblioteca desenvolvida.

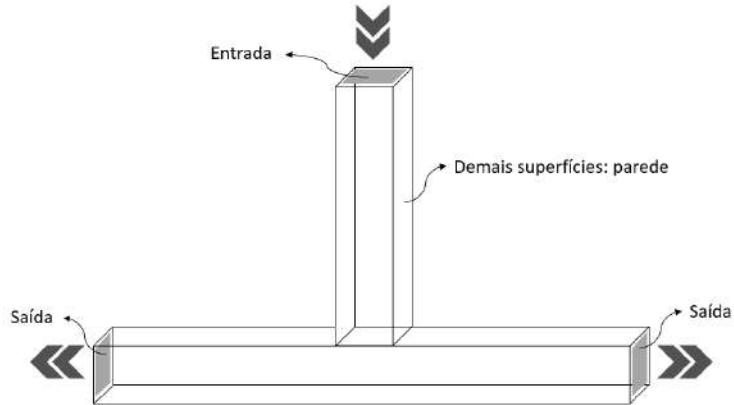
GRANT e TABAKOFF (1975) propuseram correlações, em função do ângulo de impacto, para os coeficientes de restituição normal e tangencial das partículas erosivas chocando-se com paredes. A partir de uma análise estatística de dados de colisão de areia com liga de alumínio 2024, os autores conseguiram determinar a seguinte relação de inelasticidade:

$$\begin{cases} e_n = 0.993 - 1.76\alpha + 1.56\alpha^2 - 0.49\alpha^3 \\ e_t = 0.998 - 1.66\alpha + 2.11\alpha^2 - 0.67\alpha^3 \end{cases} \quad (3.23)$$

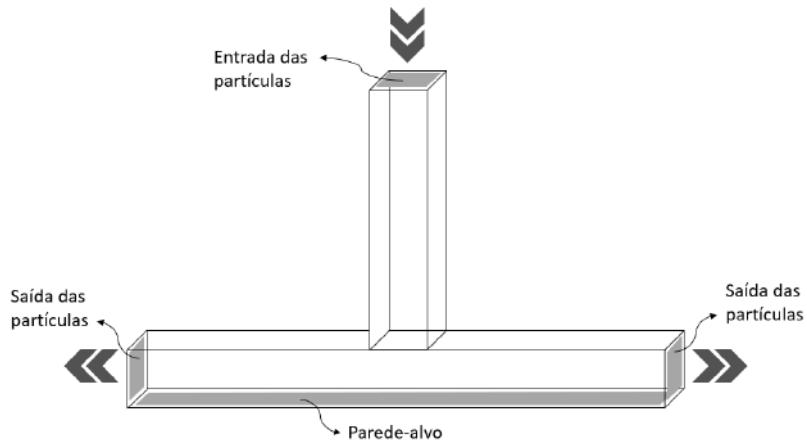
Desta forma, uma segunda biblioteca denominada *libGrantTabakoffInteraction* foi desenvolvida para permitir que as simulações utilizem a Eq. (3.23), calculando o ângulo de impacto (α) para cada colisão.

3.2.6 Condições de Contorno

A Figura 3.28 apresenta as condições de contorno utilizadas no domínio para as simulações Eulerianas e Lagrangeanas.



(a) Condições de contorno para as simulações Eulerianas



(b) Condições de contorno para as simulações Lagrangeanas

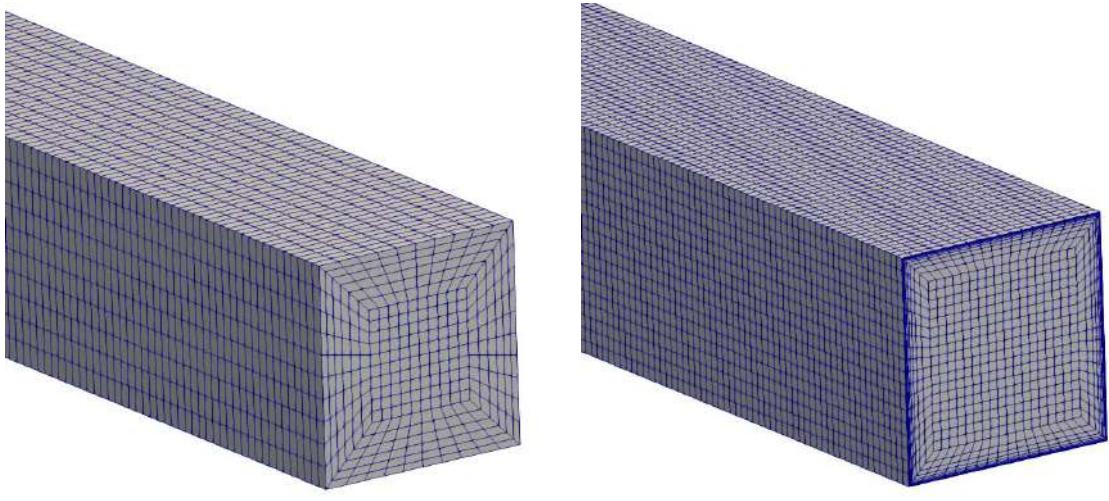
Figura 3.28: Ilustração das condições de contorno utilizadas nas superfícies do domínio computacional.

Nas simulações Eulerianas, foi utilizado um perfil de velocidade uniforme na região de entrada. Nas saídas, a condição empregada foi de pressão prescrita nula. Nas paredes do domínio utilizou-se a condição de não-deslizamento.

Nas simulações Lagrangeanas, a distribuição de partículas na região de entrada foi uniforme. Apesar das partículas poderem colidir com qualquer parede no interior do domínio, o dano por erosão foi avaliado apenas na superfície inferior do ‘T’, onde foi imposta a condição de superfície-alvo.

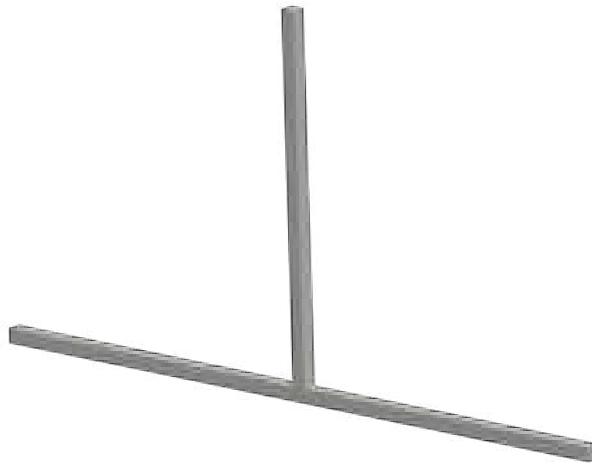
3.2.7 Geração de malha

A malha para o domínio foi gerada no próprio *OpenFOAM* através da ferramenta *blockMesh* e do dicionário *blockMeshDict*. Para facilitar a organização das informações e permitir rápidas mudanças nos parâmetros da malha para simulações futuras, optou-se por criar um *script* em *Python* que lê os parâmetros fornecidos pelo usuário e os transforma em um arquivo compatível com o *blockMesh*. Detalhes da malha gerada para as simulações podem ser vistos na Figura 3.29.



(a) Detalhe da malha para o modelo *realisable* $\kappa - \epsilon$.

(b) Detalhe da malha para o modelo $\kappa - \omega$ *SST*.



(c) Visão geral da geometria computacional

Figura 3.29: Detalhes das malhas computacionais utilizadas.

Vale ressaltar que o fenômeno erosivo altera, em maior ou menor grau, a geometria interna do domínio do escoamento. E as mudanças no contorno do domínio alterarão o campo de velocidades e, por conseguinte, modificam as trajetórias das partículas e o padrão de erosão. A utilização de malhas adaptativas - uma metodologia que continuamente altera a geometria do domínio para incluir o padrão de erosão na superfície - é possível, porém também é extremamente complexa e computacionalmente custosa. Na maior parte dos casos, o desgaste por erosão tolerável está em uma escala significativamente menor do que as escalas típicas da geometria em estudo e é considerado aceitável realizar estudos de erosão em uma geometria com domínio interno estático (DNV GL, 2015).

Também percebe-se que os cálculos por erosão utilizando CFD são extremamente dependentes da malha e de sua resolução próxima à parede. DNV GL (2015)

recomenda utilizar uma malha ortogonal junto à superfície para minimizar erros numéricos e salienta a necessidade do tamanho da primeira camada de elementos ser maior que o tamanho médio das partículas para o cálculo correto das forças de arrasto.

3.2.8 Matriz de Simulações

As simulações numéricas foram realizadas de forma a acompanhar os ensaios experimentais. Devido ao fato das simulações RANS serem realizadas em regime permanente e devido ao fato das partículas estarem desacopladas (*one-way coupling*) do campo contínuo, a concentração de partículas não é um parâmetro relevante para estas simulações. Partículas com distribuição de tamanho conhecida serão inseridas no domínio todas de uma vez; os dados de perfil do dano serão normalizados com a massa de partículas inseridas.

Caso seja observado experimentalmente que a interação fluido-partícula ou partícula-partícula é relevante, a modelagem Lagrangeana inicial (desacoplado, *one-way coupling*) deve ser alterada para permitir o acoplamento das fases contínua e discreta.

A Tabela 3.8 apresenta as condições de cada simulação planejada.

Tabela 3.8: Matriz de simulações numéricas.

Nº Sim	Método	Modelo	Re	Tamanho da Partícula	Material da Amostra	Acoplamento
01				9.5×10^4		
02	RANS	<i>Realisable</i> $\kappa - \epsilon$	1.2×10^5	SiC, Mesh 150	AISI 304	<i>one-way</i>
03			1.6×10^5			
04			9.5×10^4			
05	RANS	$\kappa - \omega SST$	1.2×10^5	SiC, Mesh 150	AISI 304	<i>one-way</i>
06			1.6×10^5			

Capítulo 4

Resultados e Discussão

O propósito deste capítulo é apresentar e discutir os resultados obtidos no âmbito desta pesquisa. São abordados tópicos como: distribuição e concentração de partículas em linha, resultado das variáveis globais do escoamento, análise de campos e perfis obtidos experimental e numericamente, além dos resultados de erosão em si.

4.1 Variáveis globais do escoamento

4.1.1 Execução dos experimentos

Todos os experimentos relacionados à medição do campo contínuo através da técnica de PIV (listados na Tabela 3.4) foram executados. No entanto, para os ensaios de erosão de longa duração (listados na Tabela 3.5), apenas os testes 1-6 puderam ser concluídos.

Os ensaios 7-9 operariam em vazões maiores ($\approx 10.8 \text{ m}^3/\text{h}$) e, durante a execução dos experimentos, percebeu-se que não seria possível garantir a integridade física da seção de testes em acrílico durante as 8 h de experimento. Devido às características construtivas da junta ‘T’ - peças perpendiculares coladas com clorofórmio e reforçadas com cola acrílica -, as forças atuantes provocaram flexão de superfícies e descolamento de arestas, ocasionando vazamentos.

Desta forma, só foram quantificados os parâmetros para os testes 1 a 6.

4.1.2 Parâmetros globais

A Tabela 4.1 apresenta, para fins de consulta, as informações globais dos experimentos realizados. A pressão absoluta foi medida na saída da bomba de cavidades progressivas, a pressão diferencial foi medida entre o ramo de entrada e um dos ramos de saída da junta ‘T’, e a temperatura do fluido foi medida no tanque.

Tabela 4.1: Parâmetros globais dos experimentos de erosão executados

Nº Teste	Re	Vazão Média (m^3/h)	Pressão Abs. Média (bar)	Pressão Dif. Média (bar)	Temperatura Média ($^{\circ}\text{C}$)
01	9.5×10^4	6.50 ± 0.01	1.815 ± 0.001	0.2860 ± 0.0001	28.2 ± 0.1
02	9.5×10^4	6.47 ± 0.01	1.834 ± 0.001	0.2870 ± 0.0001	27.9 ± 0.1
03	9.5×10^4	6.47 ± 0.01	1.844 ± 0.001	0.2850 ± 0.0001	27.3 ± 0.1
04	1.2×10^5	8.58 ± 0.01	2.961 ± 0.001	0.5234 ± 0.0001	28.9 ± 0.1
05	1.2×10^5	8.73 ± 0.01	2.913 ± 0.001	0.4948 ± 0.0001	28.9 ± 0.1
06	1.2×10^5	8.61 ± 0.01	2.970 ± 0.001	0.4801 ± 0.0001	29.6 ± 0.1

4.1.3 Variação de temperatura

Foi observado que a variação de temperatura do fluido ocorreu de forma distinta para cada vazão ensaiada. A Figura 4.1 apresenta a variação média de temperatura do fluido ao longo dos experimentos. Constatou-se um aumento de, em média, 0.6°C na temperatura do fluido para os escoamentos a $Re = 9.5 \times 10^4$ (testes 1 a 3), e de 3.8°C a $Re = 1.2 \times 10^5$ (testes 4 a 6).

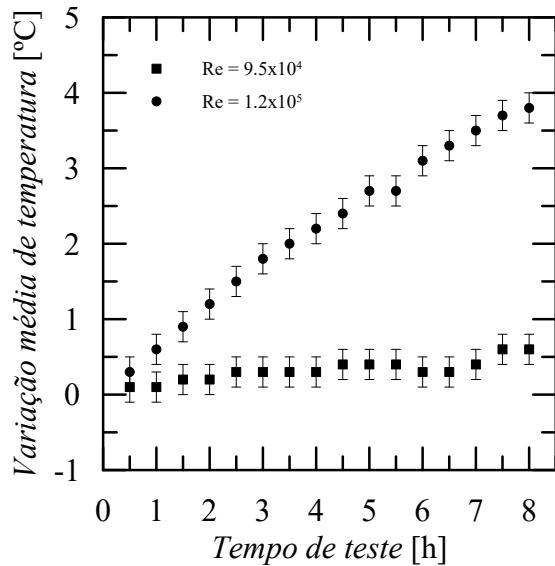


Figura 4.1: Variação média de temperatura do fluido durante os experimentos

Apesar de existir atrito do fluido e impacto de partículas na parede tubulação, o fator mais relevante para o aquecimento talvez seja a dissipação de calor da bomba volumétrica utilizada no sistema. Em vazões maiores, não só há maior aquecimento do motor e da caixa de transmissão, como também maior atrito entre o rotor e o

estator da bomba devido ao aumento da taxa de rotação. O calor gerado é transferido para a água no interior da bomba, visto que ela é um condutor térmico melhor do que o ar no exterior.

A mudança das propriedades do fluido devido ao aquecimento não foi considerada relevante para este estudo. No entanto, esta hipótese pode ser considerada incorreta caso fossem utilizados outros fluidos de trabalho, como por exemplo fluidos não-newtonianos à base de CMC (Carboximetilcelulose).

4.1.4 Cavitação

A junta ‘T’ de seção quadrada possui uma geometria que induz vórtices axiais ao escoamento no ponto de bifurcação. As regiões onde estes vórtices estão presentes caracterizam-se por serem zonas de baixa pressão, favorecendo o fenômeno de cavitação.

Com o auxílio da câmera de alta velocidade e da luz LED instaladas na seção de testes, foi possível identificar o surgimento e a implosão de bolhas na junta ‘T’ para os ensaios de maior vazão. A Figura 4.2 apresenta uma fotografia de bolhas alongadas na seção de testes. Estas bolhas causadas por cavitação são dinamicamente contrarotativas, geometricamente instáveis e temporalmente irregulares.

Computacionalmente contatou-se que as regiões de menor pressão do escoamento situam-se em posições similares às observadas experimentalmente, conforme ilustrado na Figura 4.3. Nas simulações, a pressão nessas regiões assume valores inferiores à pressão de vapor da água ($\approx 4.5 \text{ kPa}$), indicando cavitação.

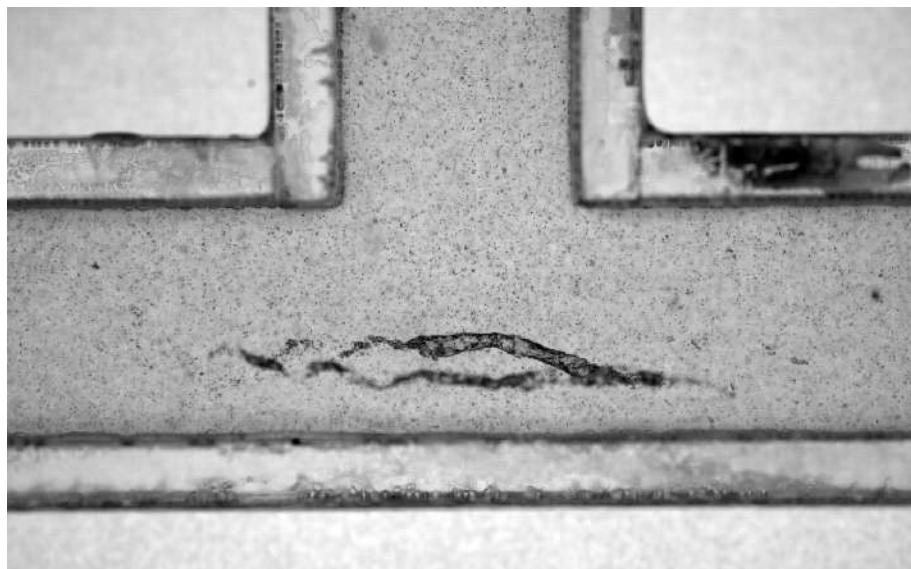


Figura 4.2: Cavitação observada experimentalmente na junta ‘T’.

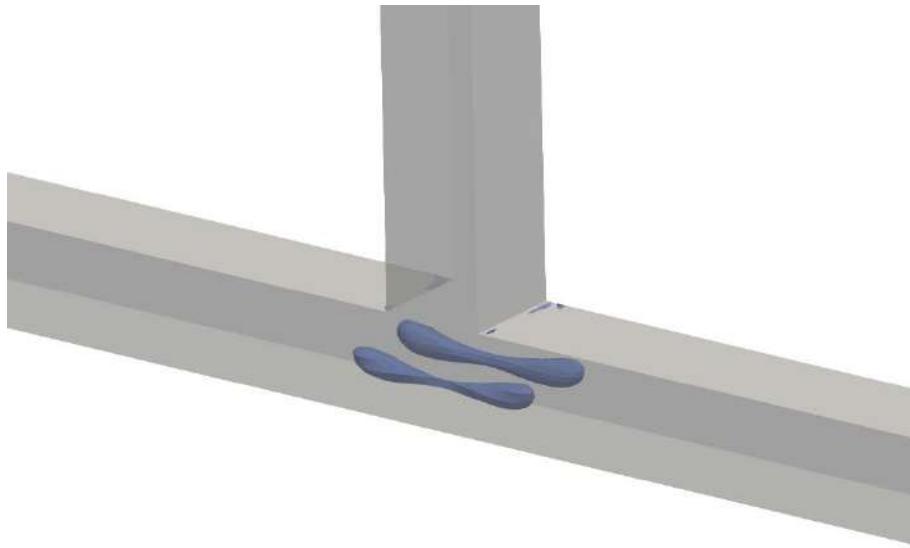


Figura 4.3: Região de baixa pressão observada computacionalmente na junta ‘T’.

Para minimizar o surgimento da cavitação durante os experimentos, a pressão do sistema foi elevada com o fechamento parcial de válvulas, porém o fenômeno não foi completamente suprimido. Em alguns momentos observou-se o aprisionamento de pequenas bolhas, conforme previsto por VIGOLO *et al.* (2014).

4.2 Particulado

Como optou-se por construir uma bancada de testes em circuito fechado, foi necessário monitorar as condições da fase sólida ao longo do tempo. Diversas amostras foram coletadas a partir de um amostrador (dreno) instalado imediatamente antes da seção de testes. As questões de interesse dizem respeito à quebra das partículas, à concentração destas ao longo do tempo e à sua distribuição no escoamento (homogênea ou não). Estes pontos serão elucidados a seguir.

4.2.1 Quebra de partículas

A Figura 4.4 apresenta a distribuição do tamanho de partículas ao longo do tempo. É possível perceber que há variação entre a distribuição inicial de partículas ($\bar{d}_p = 105 \mu\text{m}$) e a distribuição medida com 4 h de ensaio ($\bar{d}_p = 93.2 \mu\text{m}$), tempo a partir do qual não foram constatadas variações significativas no diâmetro de partículas.

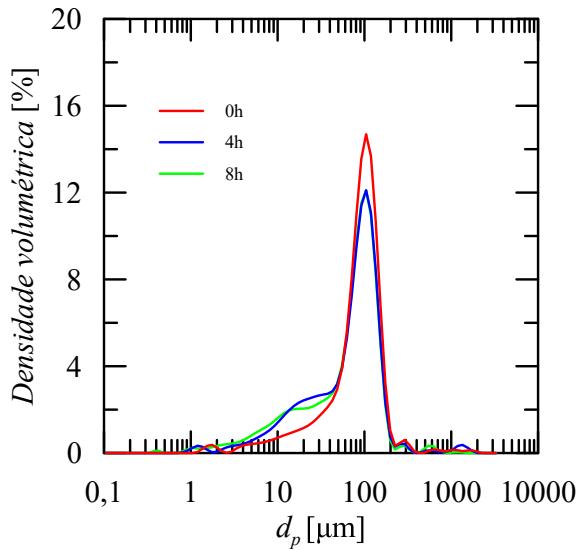


Figura 4.4: Distribuição de tamanho das partículas ao longo do tempo.

4.2.2 Concentração de partículas em linha

Com relação à concentração mássica de partículas em linha, a Figura 4.5 apresenta o resultado de medições realizadas de hora em hora para três ensaios: testes 1, 3 e 5. Foi observado que a concentração mássica da solução preparada no tanque (1 %) não é a mesma do fluido que escoa pela tubulação (0.39 % a 0.53 %).

Isso se deve pelo fato de, no circuito, existirem regiões onde as partículas podem ficar aprisionadas. Uma destas regiões é a seção de sucção da bomba de cavidades progressivas utilizada, onde constatou-se acúmulo de partículas durante intervenções para limpeza e manutenção preventiva. Outra região é o próprio tanque; a agitação da mistura pode ser fator relevante para ocasionar a suspensão de partículas por mais tempo - especialmente as partículas menores -, acarretando em uma mistura menos densa sendo injetada no circuito.

Outro fato observado foi que a concentração mássica não se mantém constante ao longo de um mesmo experimento e que, com o tempo, a concentração global de partículas em linha diminui. A própria quebra de partículas e o aprisionamento destas são hipóteses que podem justificar tal observação.

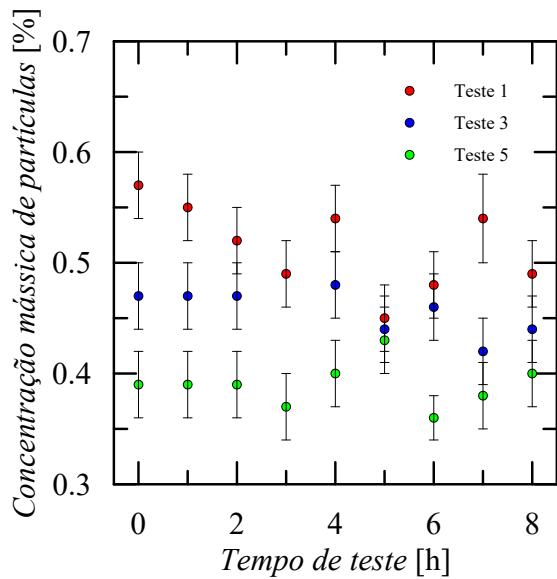


Figura 4.5: Variação de concentração mássica de partículas em linha durante os experimentos.

4.2.3 Regime de escoamento

A instrumentação óptica instalada também permitiu visualizar as partículas no escoamento. A Figura 4.6 apresenta uma fotografia da seção de testes iluminada com a luz LED e da sombra gerada pelas partículas em suspensão. A distribuição de partículas para todas as condições estudadas aparenta ser homogênea na macroescala do escoamento.

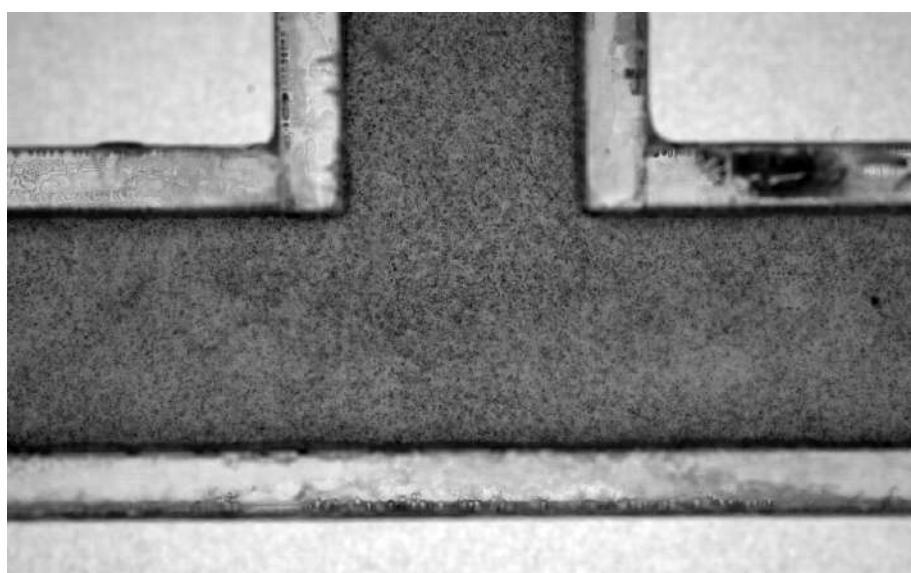


Figura 4.6: Sombra de partículas na junta ‘T’.

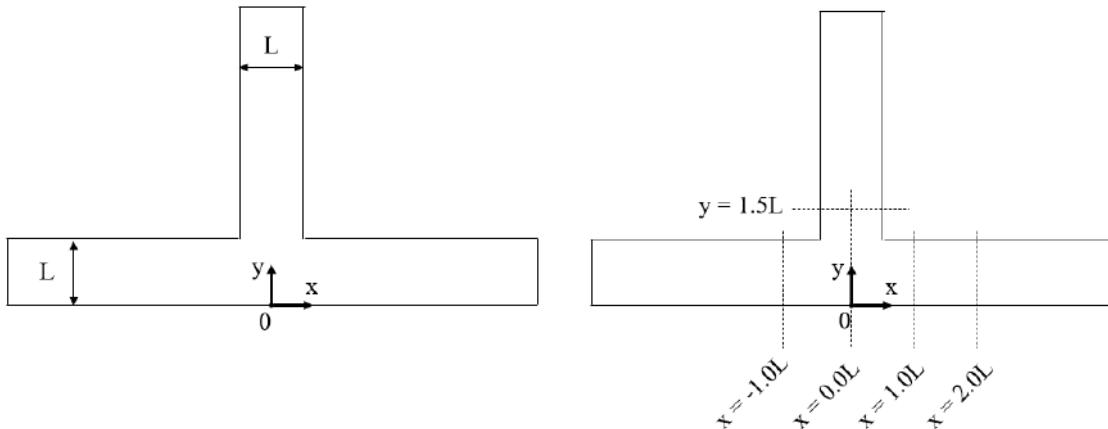
4.3 Avaliação experimental do escoamento

Esta seção apresenta os resultados experimentais das grandezas inferidas via Velocimetria por Imagem de Partículas (PIV), especialmente velocidade e energia cinética turbulenta. Os dados são apresentados na forma de campo bidimensional e na forma de perfis em seções de interesse.

4.3.1 Sistema de coordenadas

Antes de iniciar a apresentação dos resultados, faz-se necessária a definição do sistema de coordenadas global utilizado nas próximas seções. A Figura 4.7a apresenta o sistema de coordenadas adotado. Vale ressaltar que o plano de análise é o plano central da junta, onde $z = 0.0$.

A Figura 4.7b apresenta a localização dos perfis onde serão realizadas as análises.



(a) Sistema de coordenadas utilizado na junta ‘T’ (b) Localização dos perfis de interesse na junta ‘T’

Figura 4.7: Ilustração do sistema de coordenadas e da localização dos perfis de interesse na junta ‘T’.

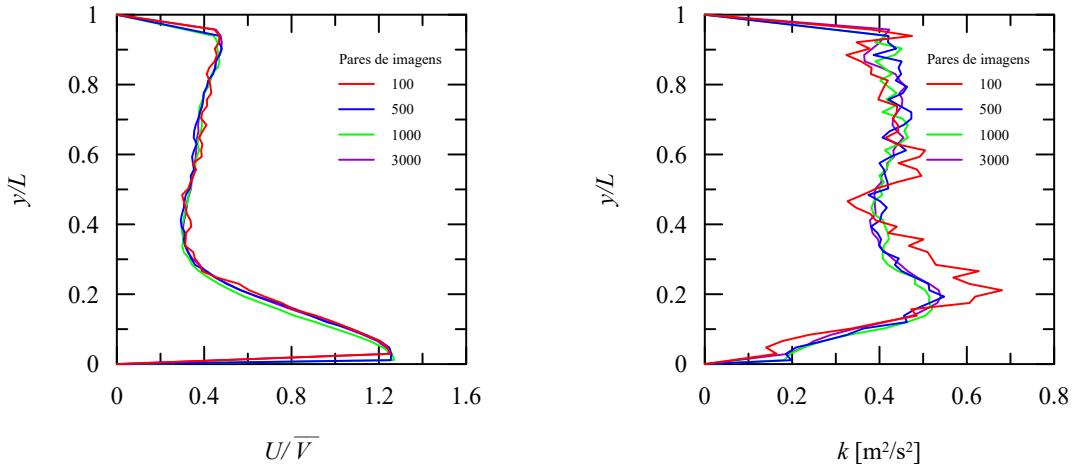
4.3.2 Sensibilidade do número de imagens nos resultados

Um dos parâmetros relevantes para o uso do método PIV para caracterização da fase contínua é o número de imagens capturadas para análise. Como o método realiza uma média das imagens gravadas para determinada condição, é de se esperar que haja um número mínimo de imagens a partir do qual haja relevância estatística do resultado.

As Figuras 4.8a e 4.8b apresentam, respectivamente, os perfis de velocidade e de energia cinética turbulenta para a posição $x = 2.0L$ para 100, 500, 1000 e 3000 pares de imagens analisados em uma mesma condição. A análise de sensibilidade mostra

que a partir de 1000 pares de imagens é possível obter perfis mais representativos e homogêneos do escoamento.

Para as análises experimentais apresentadas nas próximas páginas, foram coletados 1000 pares de imagens para cada condição.



(a) Análise de sensibilidade de perfis de velocidade na posição $x = 2.0L$ (b) Análise de sensibilidade de perfis de κ na posição $x = 2.0L$

Figura 4.8: Análise de sensibilidade da técnica PIV na posição $x = 2.0L$

4.3.3 Campo de Velocidade Média

O campo de velocidades para cada condição ensaiada é exibido pelas Figuras 4.9, 4.10 e 4.11. Além da semelhança geométrica, nestas condições de escoamento turbulento os campos são dinamicamente similares entre si.

Nestes campos, é possível observar a região de estagnação logo após o ramal de entrada da junta ‘T’ e a presença de vórtices na bifurcação gerados pelo cisalhamento do escoamento.

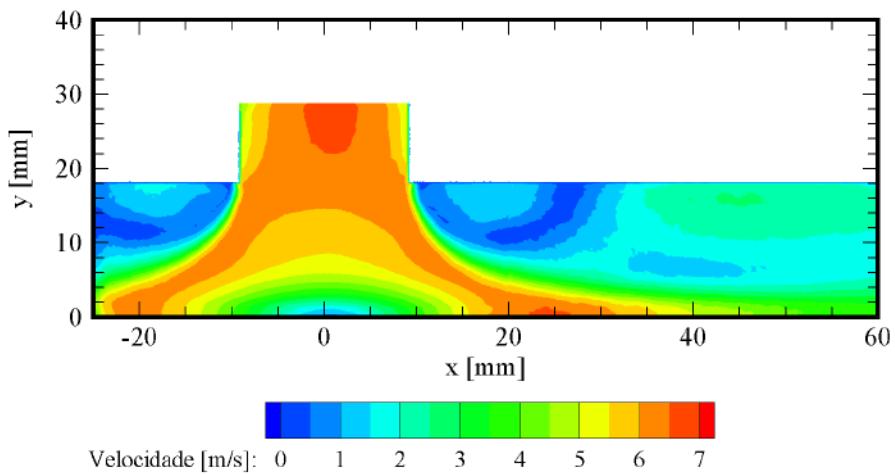


Figura 4.9: Campo de velocidade experimental para $Re = 9.5 \times 10^4$.

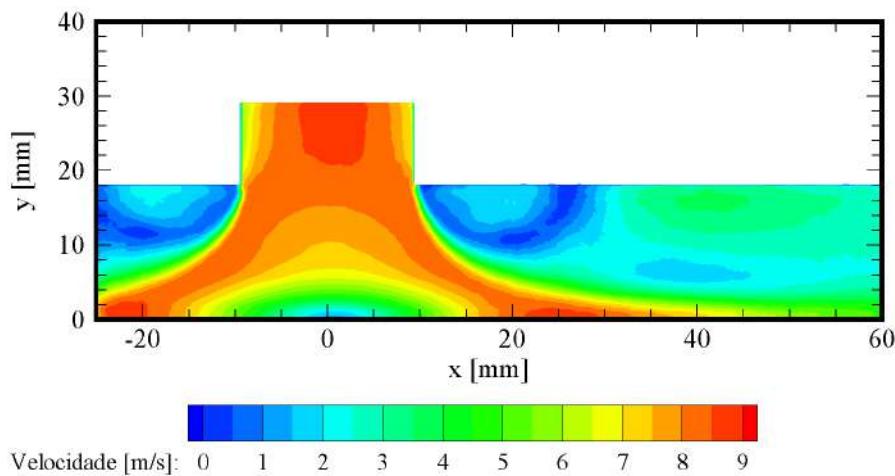


Figura 4.10: Campo de velocidade experimental para $Re = 1.2 \times 10^5$.

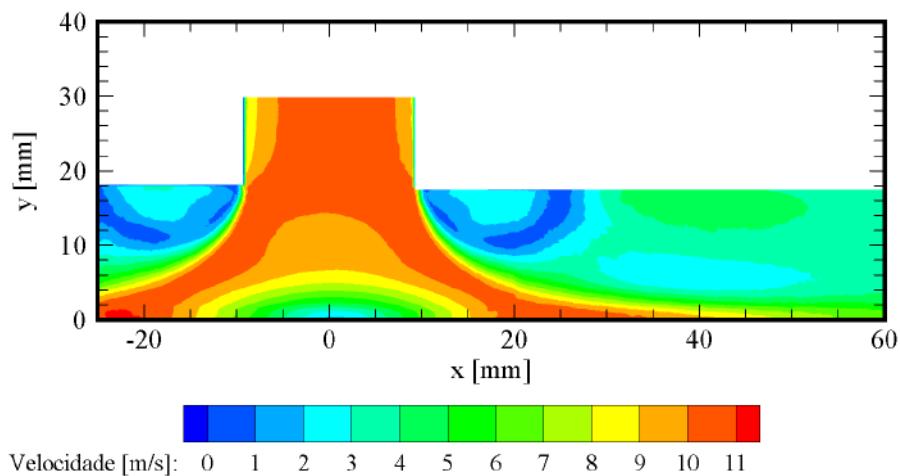


Figura 4.11: Campo de velocidade experimental para $Re = 1.6 \times 10^5$

4.3.4 Campo de Energia Cinética Turbulenta Média

A energia cinética turbulenta para a técnica da PIV é uma grandeza quantificada bidimensionalmente a partir das flutuações nas componentes x e y . No entanto, sabe-se que esta grandeza é normalmente calculada a partir das componentes de flutuação nas três direções do escoamento.

Os campos e perfis de energia cinética turbulenta experimental dizem respeito a este campo ‘2D’. A bidimensionalidade não inviabiliza o resultado, visto que a junta ‘T’ em estudo é simétrica e o plano de análise coincide com o plano de simetria da geometria.

As Figuras 4.12, 4.13 e 4.14 apresentam o campo para a energia cinética turbulenta por unidade de massa, κ . Todos os campos apresentam comportamentos semelhantes: a energia cinética turbulenta é produzida na bifurcação da junta ‘T’ e está presente nas regiões de cisalhamento elevado e nas regiões de recirculação do escoamento.

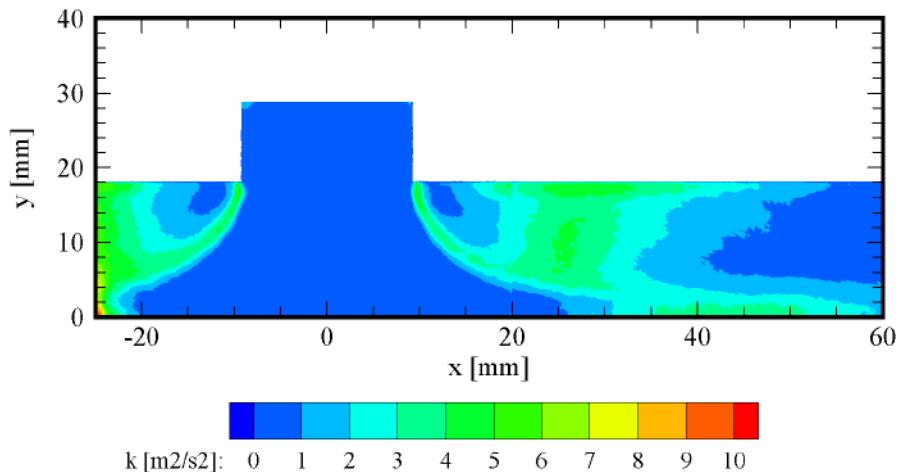


Figura 4.12: Campo de κ experimental para $Re = 9.5 \times 10^4$

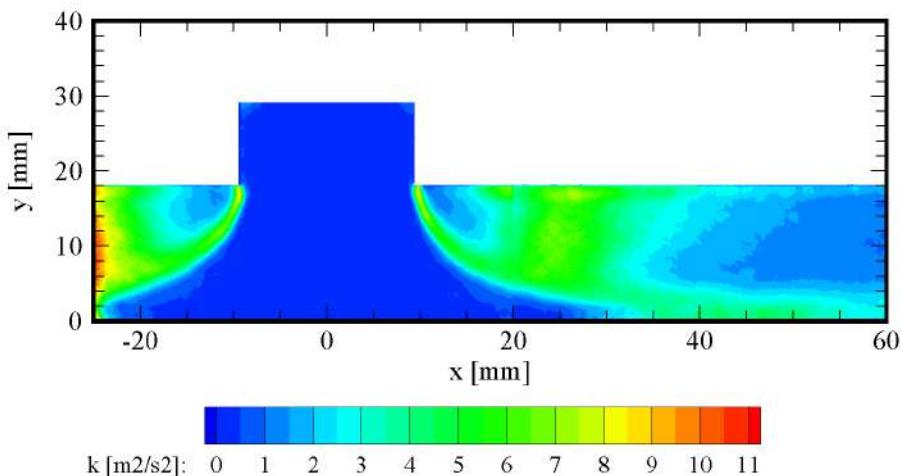


Figura 4.13: Campo de κ experimental para $Re = 1.2 \times 10^5$

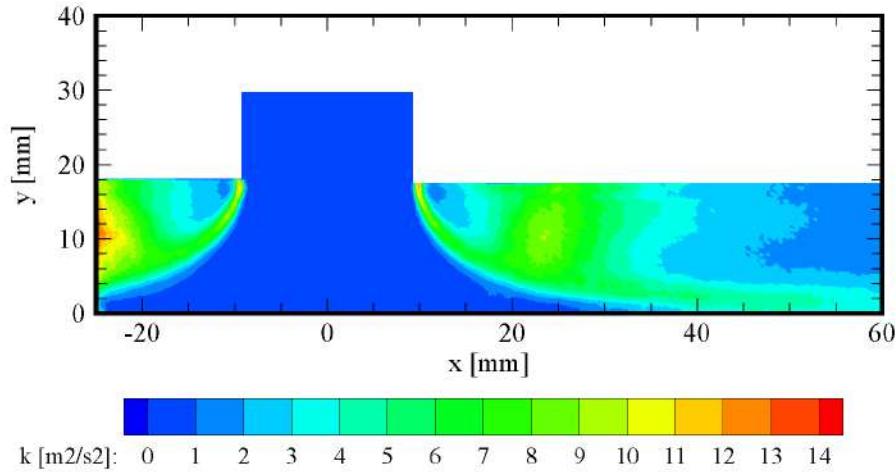


Figura 4.14: Campo de κ experimental para $Re = 1.6 \times 10^5$

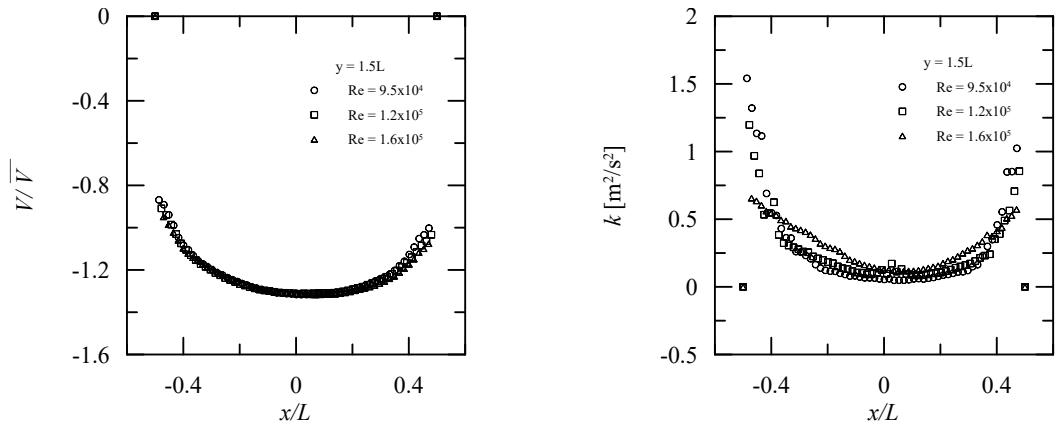
4.3.5 Análise de perfis de velocidade e energia cinética turbulenta

Nesta seção serão apresentados os perfis de velocidade e energia cinética turbulenta nas regiões indicadas previamente na Figura 4.7b. Os resultados de avaliação dos perfis de velocidade serão apresentados de forma adimensional para fins de comparação.

De forma geral, os perfis de velocidade adimensionalizados colapsaram de forma satisfatória em praticamente todos os casos, explicitando a similaridade do fenômeno. Os perfis de κ , exibidos de forma dimensional, são qualitativamente semelhantes em comportamento.

4.3.5.1 Posição $y = 1.5L$

Na Figura 4.15a, os perfis de velocidade possuem o formato esperado para um escoamento turbulento totalmente desenvolvido: um perfil achatado e com grande cisalhamento próximo à parede. Percebe-se também que o perfil é ligeiramente assimétrico. Isto pode ter origem em algum desalinhamento de montagem dos componentes da seção de testes, perturbação por conta da vibração do circuito, ou até mesmo devido a acidentes internos, como sobressaltos indesejados entre a seção metálica e acrílica da junta ‘T’.



(a) Comparação de perfis de velocidade experimentais na posição $y = 1.5L$

(b) Comparação de perfis de κ experimentais na posição $y = 1.5L$

Figura 4.15: Comparação de perfis de velocidade e κ experimentais na posição $y = 1.5L$.

4.3.5.2 Posição $x = 0.0L$

Na posição $x = 0.0L$, deseja-se verificar como ocorre a desaceleração do escoamento da região onde ele está completamente desenvolvido até o ponto de estagnação. O comportamento é exibido pela Figura 4.16.

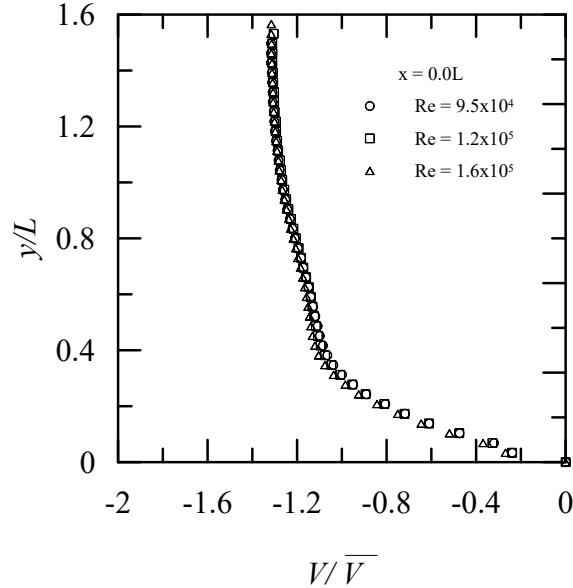
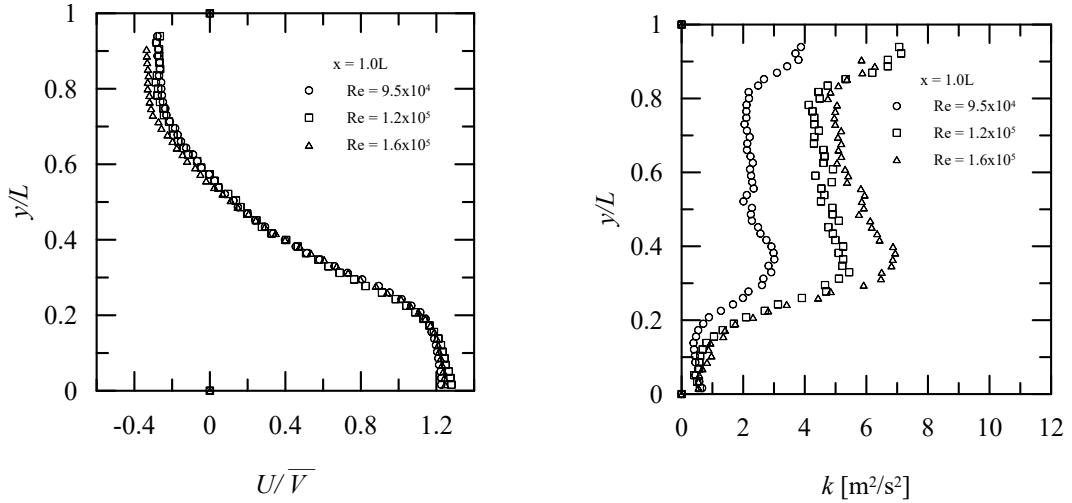


Figura 4.16: Comparação de perfis de velocidade experimentais na posição $x = 0.0L$.

4.3.5.3 Posição $x = 1.0L$

Em $x = 1.0L$, o perfil de velocidades descrito pela Figura 4.17 captura tanto o fenômeno do jato de parede na seção inferior quanto a região de recirculação na seção superior. O perfil de κ apresenta ponto máximo bem na região de aceleração do jato de parede $y/L \approx 0.35$, onde o cisalhamento e, portanto, a turbulência é elevada.

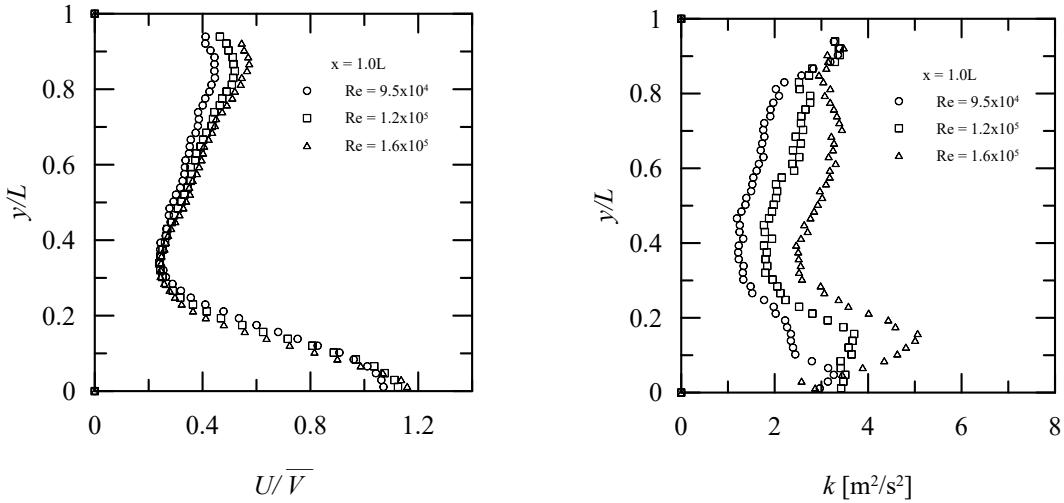


(a) Comparação de perfis de velocidade experimentais na posição $x = 1.0L$.
(b) Comparação de perfis de κ experimentais na posição $x = 1.0L$

Figura 4.17: Comparação de perfis de velocidade e κ experimentais na posição $x = 1.0L$

4.3.5.4 Posição $x = 2.0L$

Nesta posição, a Figura 4.18 apresenta um perfil de velocidade em desenvolvimento; o jato de parede ainda é um atributo presente, porém a seção superior do escoamento - região de baixa velocidade $x = 1.0L$ - já apresenta velocidade de maior magnitude. Com relação à κ , percebe-se o pico em $y/L \approx 0.15$, evidenciando o “achatamento” do jato de parede e, por conseguinte, da região de alto cisalhamento.



(a) Comparação de perfis de velocidade experimentais na posição $x = 2.0L$ (b) Comparação de perfis de κ experimentais na posição $x = 2.0L$

Figura 4.18: Comparação de perfis de velocidade e κ experimentais na posição $x = 2.0L$.

4.3.5.5 Comparação $x = 1.0L$ e $x = -1.0L$

Para avaliar a simetria dos resultados experimentais, o perfil de velocidade foi avaliado nas posições $x = 1.0L$ e $x = -1.0L$. O resultado é exibido na Figura 4.19. Os perfis podem ser considerados simétricos.

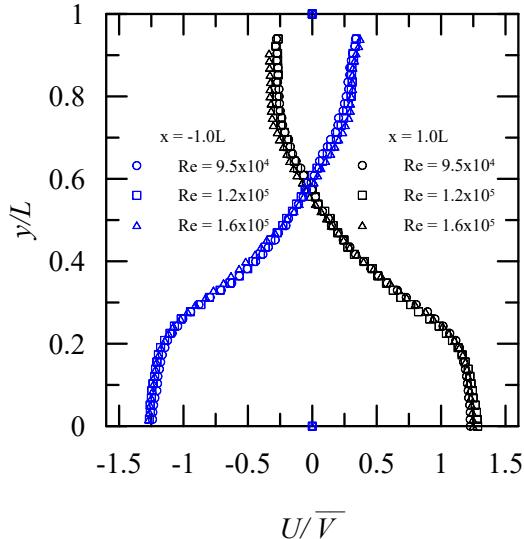


Figura 4.19: Comparação de perfis de velocidade experimentais nas posições $x = 1.0L$ e $x = -1.0L$.

4.4 Avaliação numérica do escoamento

Esta seção apresenta os resultados das simulações numéricas executadas. Primeiramente são descritos detalhes do processamento das simulações Eulerianas e Lagrangeanas. Em seguida, são apresentados os resultados do campo contínuo (velocidade e energia cinética turbulenta) para os modelos de turbulência utilizados: *realisable* $\kappa - \epsilon$ e $\kappa - \omega SST$.

4.4.1 Malha e processamento

A Tabela 4.2 apresenta as informações básicas das simulações Eulerianas e Lagrangeanas.

O computador utilizado para estas simulações tem as seguintes características: CPU i7-8700, 48GB de memória RAM, GPU GeForce RTX 2080, sistema operacional Linux Mint 19.3 Tricia / Ubuntu 18.04 rodando com *OpenFOAM v6*. Utilizou-se paralelização em 4 processadores.

Devido a sua relevância, os modelos de FINNIE (1960), ZHANG *et al.* (2007) - modelo E/CRC -, ARABNEJAD *et al.* (2015) e OKA e YOSHIDA (2005) foram selecionados para serem estudados nas simulações Lagrangeanas deste trabalho. O número de partículas injetadas foi determinado a partir de uma análise de sensibilidade da razão de erosão com 1, 3, 5 e 10 milhões de partículas. Observou-se estabilidade dos resultados de dano a partir de 5 milhões de partículas inseridas no domínio.

4.4.2 Campo de Velocidade Média

As Figuras 4.20 a 4.25 apresentam o campo de velocidades para cada vazão e modelo simulados. De forma geral, é possível identificar nas simulações os principais atributos do escoamento na geometria ‘T’. No entanto, os resultados apresentados diferem significativamente para cada modelo.

O modelo $\kappa - \omega SST$ captura o fenômeno do jato de parede de forma mais satisfatória que o modelo *realisable* $\kappa - \epsilon$; enquanto no primeiro modelo esta região é mais espessa e alongada, no segundo o jato aparece de forma tímida, com espessura e comprimento menores.

Outra diferença explícita diz respeito às regiões de baixa velocidade/recirculação. O modelo *realisable* $\kappa - \epsilon$ apresentou uma tendência a deslocar estas regiões para serem sempre adjacentes à região de alto cisalhamento, fornecendo regiões mais alongadas e disformes que o modelo $\kappa - \omega SST$.

Tabela 4.2: Dados sobre tamanho de malha e tempo de processamento.

Nº Teste	Re	Vel. Entrada (m/s)	Modelo RANS	Nº Células	y^{+}_{avg}	Nº Partículas	Tempo Sim Euler. (h)	Tempo Sim Lagrang. (h)
01	9.5×10^4	5.0	<i>realisable</i> $\kappa - \epsilon$	429 867	64.5	5×10^6	0.65	1.15
02	1.2×10^5	6.6	<i>realisable</i> $\kappa - \epsilon$	429 867	83.4	5×10^6	0.65	1.16
03	1.6×10^5	8.3	<i>realisable</i> $\kappa - \epsilon$	492 400	88.1	5×10^6	0.73	1.19
04	9.5×10^4	5.0	$\kappa - \omega SST$	1 156 986	0.4	5×10^6	3.94	1.54
05	1.2×10^5	6.6	$\kappa - \omega SST$	1 749 062	1.0	5×10^6	3.94	1.55
06	1.6×10^5	8.3	$\kappa - \omega SST$	1 885 356	1.1	5×10^6	5.29	1.52

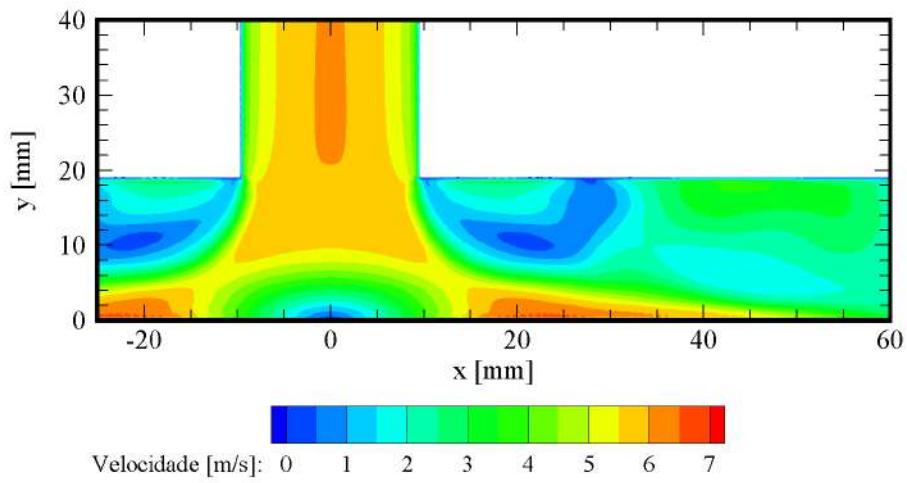


Figura 4.20: Campo de velocidade numérico para $Re = 9.5 \times 10^4$, modelo $\kappa-\omega$ SST

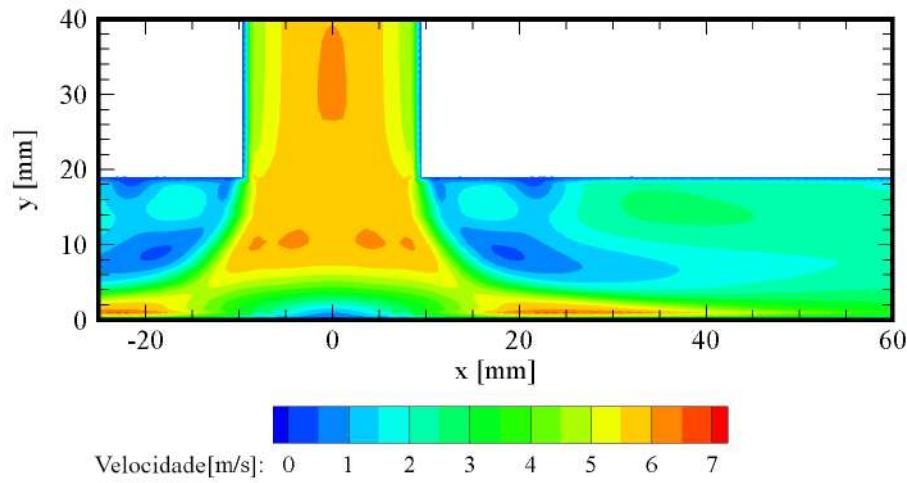


Figura 4.21: Campo de velocidade numérico para $Re = 9.5 \times 10^4$, modelo realisable $\kappa - \epsilon$

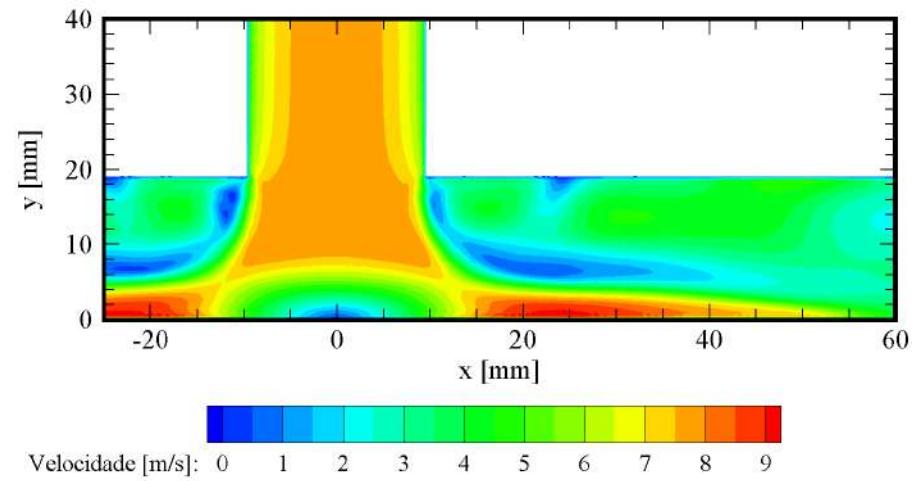


Figura 4.22: Campo de velocidade numérico para $Re = 1.2 \times 10^5$, modelo $\kappa-\omega$ SST

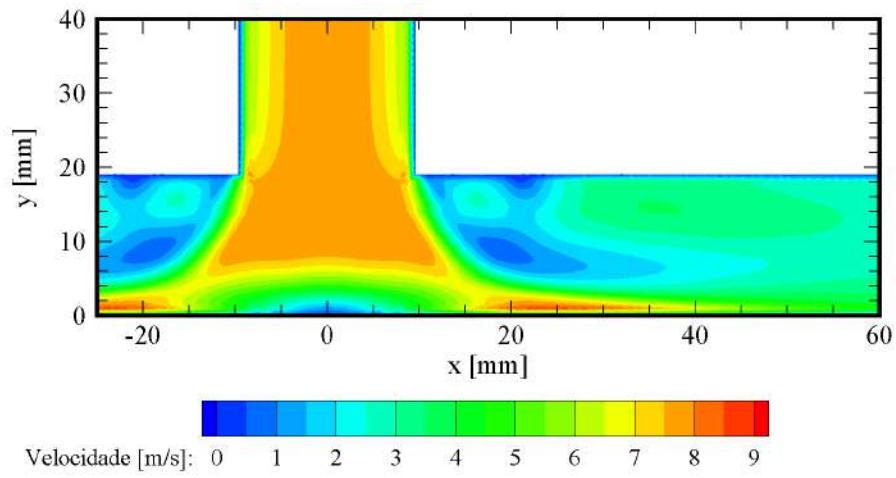


Figura 4.23: Campo de velocidade numérico para $Re = 1.2 \times 10^5$, modelo *realisable* $\kappa - \epsilon$

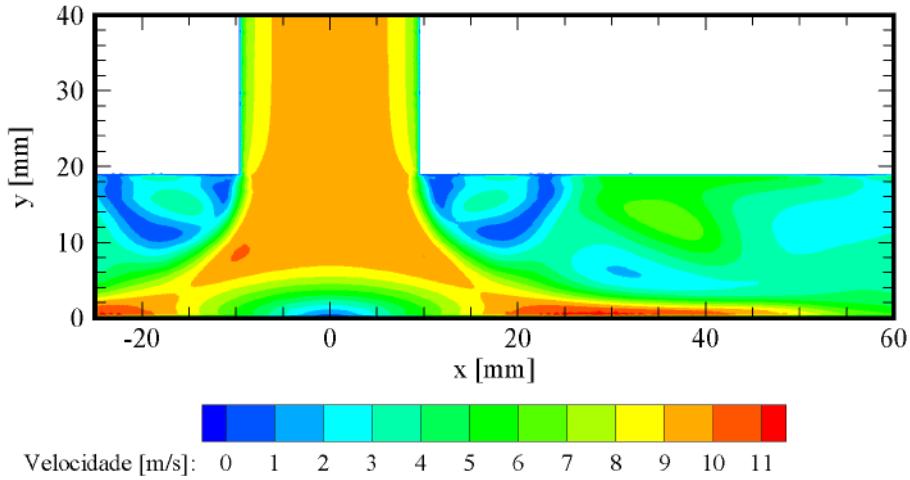


Figura 4.24: Campo de velocidade numérico para $Re = 1.6 \times 10^5$, modelo $\kappa - \omega$ *SST*

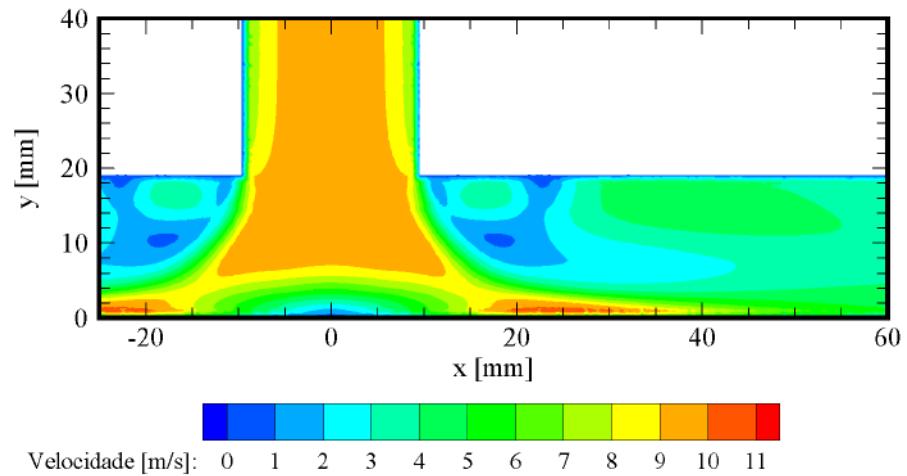


Figura 4.25: Campo de velocidade numérico para $Re = 1.6 \times 10^5$, modelo *realisable* $\kappa - \epsilon$

4.4.3 Campo de Energia Cinética Turbulenta Média

As Figuras 4.26 a 4.31 apresentam o campo de energia cinética turbulenta para as vazões e modelos simulados. Aqui novamente são observadas diferenças no comportamento do campo entre os modelo de turbulência.

Enquanto o modelo $\kappa - \omega SST$ apresenta praticamente nenhum valor significativo de κ nas adjacências da região de estagnação, o modelo *realisable* $\kappa - \epsilon$ previu produção de energia cinética nesta localidade em praticamente todos os casos.

Além disso, as regiões de maior grandeza para o modelo $\kappa - \omega SST$ parecem estar próximas à região de recirculação primária ocasionada pela bifurcação do escoamento. No modelo *realisable* $\kappa - \epsilon$, as regiões de maior κ condiz com a zona de aceleração do escoamento após a bifurcação.

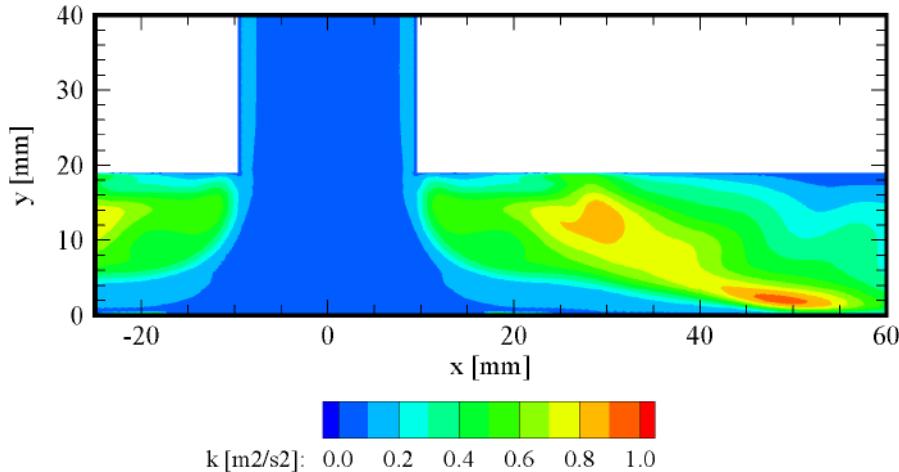


Figura 4.26: Campo de κ numérico para $Re = 9.5 \times 10^4$, modelo $\kappa - \omega SST$

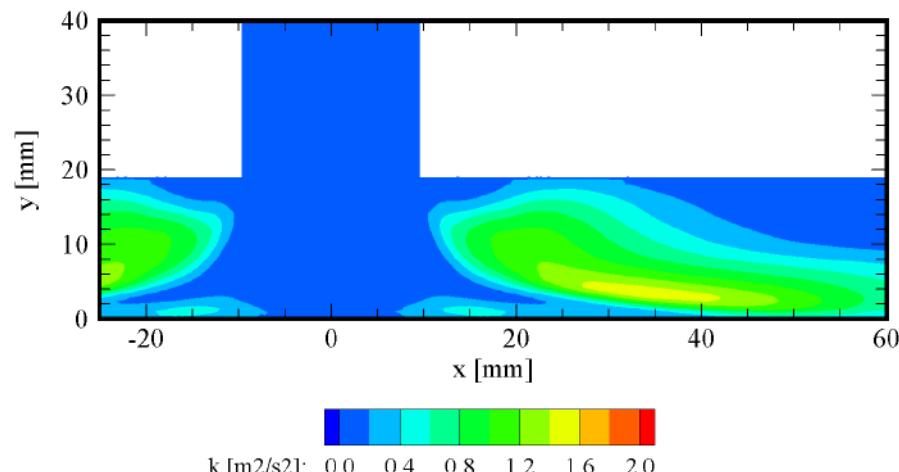


Figura 4.27: Campo de κ numérico para $Re = 9.5 \times 10^4$, modelo *realisable* $\kappa - \epsilon$

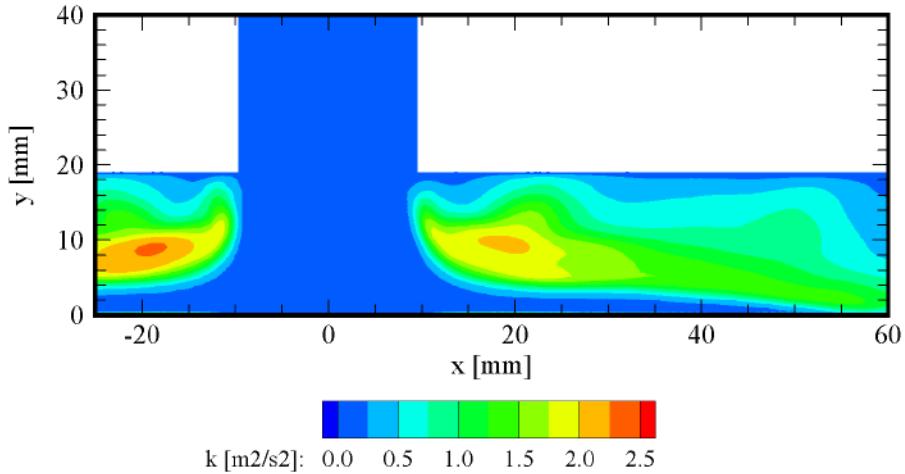


Figura 4.28: Campo de κ numérico para $Re = 1.2 \times 10^5$, modelo $\kappa - \omega$ SST

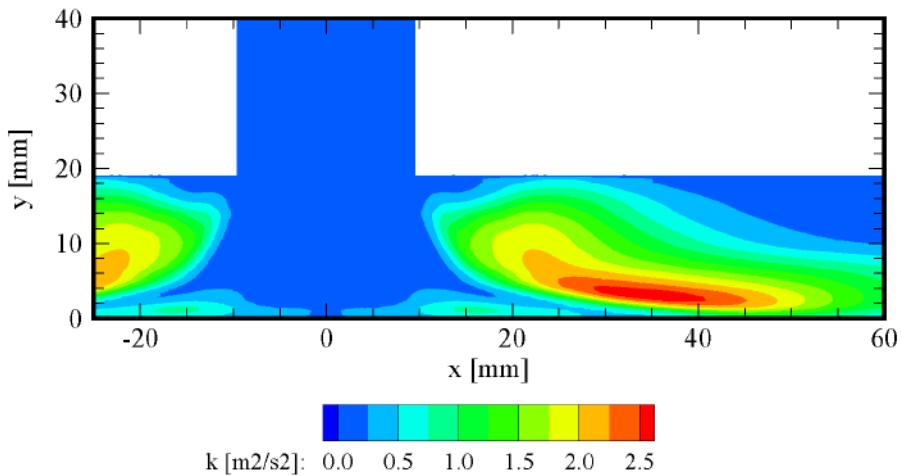


Figura 4.29: Campo de κ numérico para $Re = 1.2 \times 10^5$, modelo $\kappa - \epsilon$

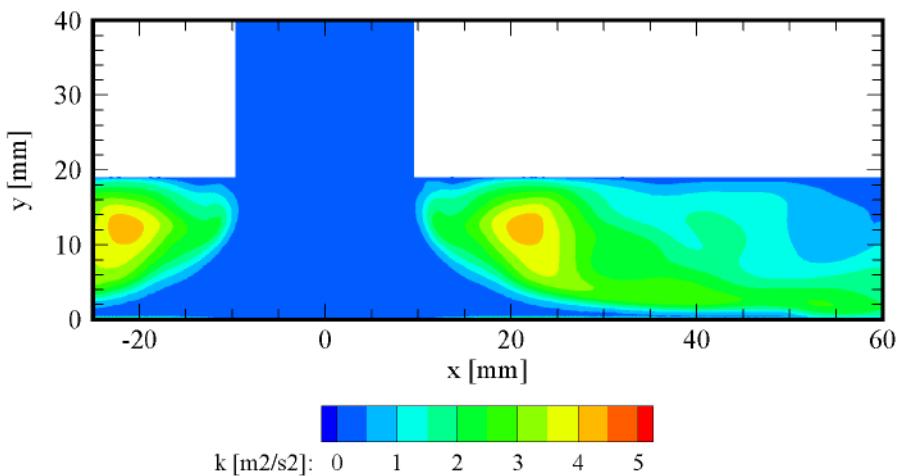


Figura 4.30: Campo de κ numérico para $Re = 1.6 \times 10^5$, modelo $\kappa - \omega$ SST

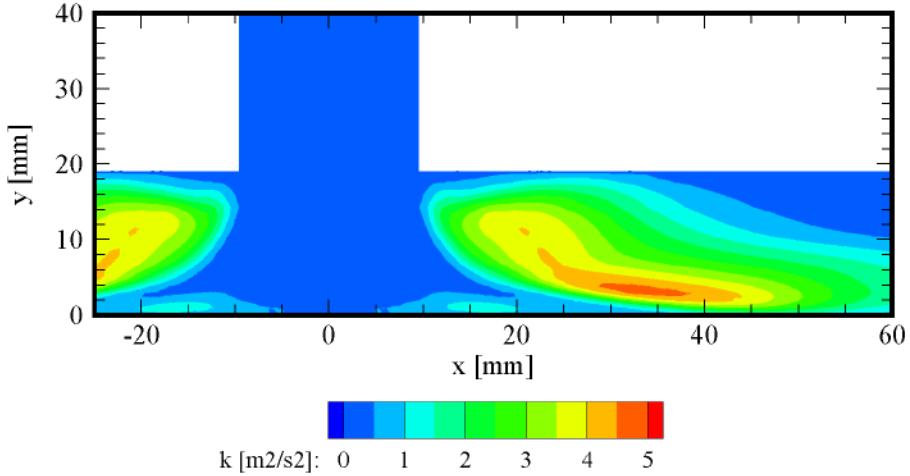


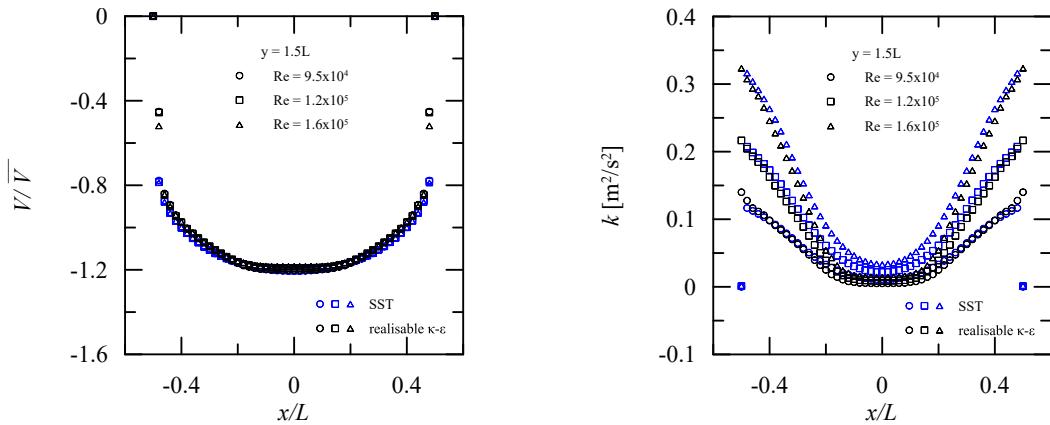
Figura 4.31: Campo de κ numérico para $Re = 1.6 \times 10^5$, modelo *realisable* $\kappa - \epsilon$

4.4.4 Análise de perfis de velocidade e energia cinética turbulenta

Assim como feito para os resultados das medições por PIV, nesta seção são apresentados os perfis numéricos de velocidade e energia cinética turbulenta nas regiões de interesse.

4.4.4.1 Posição $y = 1.5L$

Na seção de entrada da bifurcação, todos os perfis de velocidade encontram-se desenvolvidos, de acordo com a Figura 4.32. O perfil de κ também é similar para todos os modelos e condições.



(a) Comparação de perfis de velocidade numéricos na posição $y = 1.5L$ (b) Comparação de perfis de κ numéricos na posição $y = 1.5L$

Figura 4.32: Comparação de perfis de velocidade e κ numéricos na posição $y = 1.5L$.

4.4.4.2 Posição $x = 0.0L$

A desaceleração do escoamento até o ponto de estagnação é similar para todos os modelos de turbulência utilizados, conforme exibido pela figura 4.33.

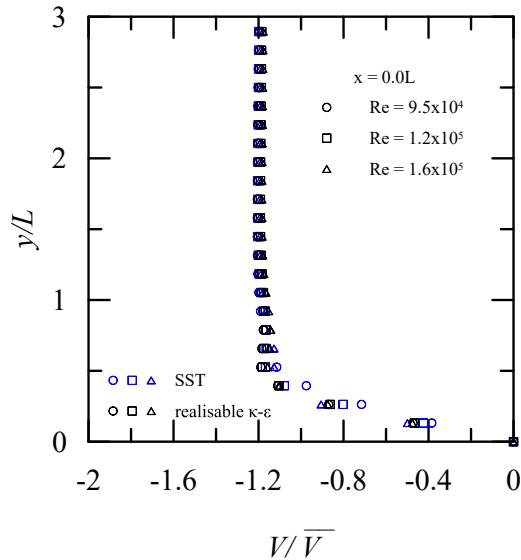
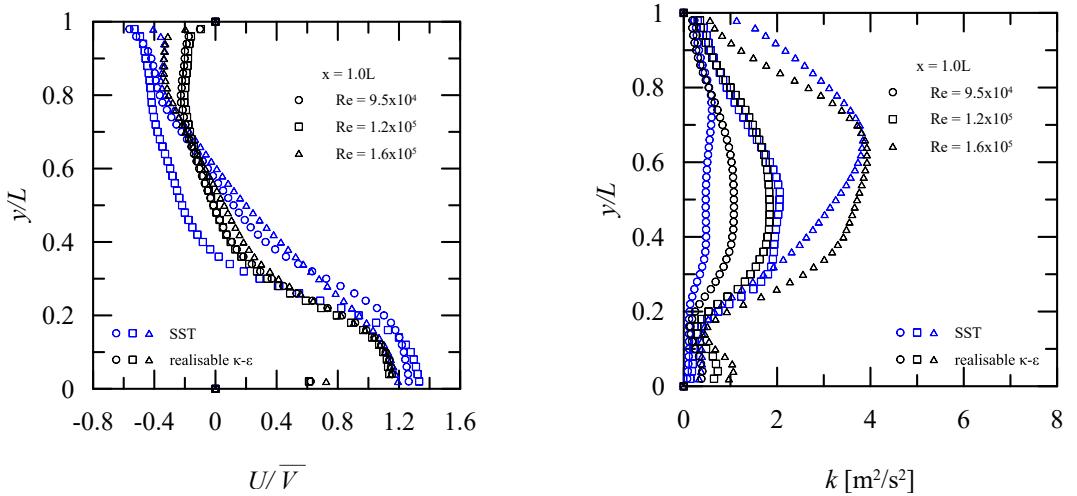


Figura 4.33: Comparaçāo de perfis de velocidade numéricos na posição $x = 0.0L$.

4.4.4.3 Posição $x = 1.0L$

Em $x = 1.0L$, o perfil de velocidades para os modelos de turbulência são distintos ,conforme ilustrado pela Figura 4.34. O comportamento destoante da curva do modelo $\kappa - \omega SST$ para $Re = 1.2 \times 10^5$ pode ter sido ocasionado pela dificuldade de convergência da solução numérica para esta condição.



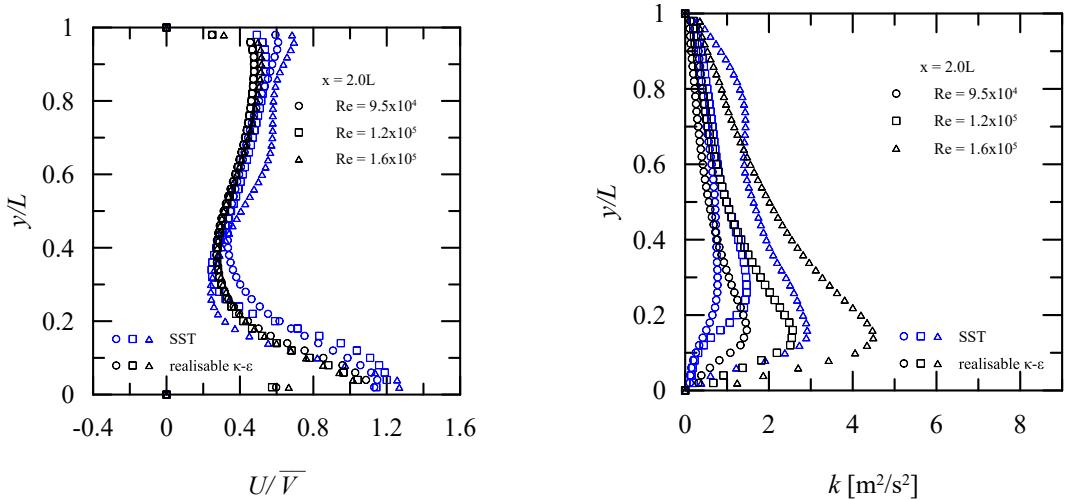
(a) Comparação de perfis de velocidade numéricos na posição $x = 1.0L$ (b) Comparação de perfis de κ numéricos na posição $x = 1.0L$

Figura 4.34: Comparação de perfis de velocidade e κ numéricos na posição $x = 1.0L$.

4.4.4.4 Posição $x = 2.0L$

Nesta posição, todos os perfis de velocidade apresentam maior concordância quando comparados com a posição $x = 1.0L$ anterior. Na Figura 4.35, é possível perceber não só a influência do jato de parede, como também a tendência de desenvolvimento do escoamento na seção superior.

Com relação à energia cinética turbulenta, κ , a distinção das curvas é mais nítida dado o comportamento distinto de cada modelo na região.



(a) Comparação de perfis de velocidade numéricos na posição $x = 2.0L$ (b) Comparação de perfis de κ numéricos na posição $x = 2.0L$

Figura 4.35: Comparação de perfis de velocidade e κ numéricos na posição $x = 2.0L$.

4.5 Campo contínuo: comparação numérica e experimental

Uma vez munidos de dados experimentais e numéricos, a comparação entre eles torna-se necessária. Esta seção discorre sobre as semelhanças e diferenças observadas nos campos de velocidade e de energia cinética turbulenta, além de apresentar o comportamento dos perfis empíricos e numéricos para as posições estudadas.

4.5.1 Comparação de Campo de Velocidade Média

Com relação ao campo de velocidade, os resultados encontrados se assemelham aos resultados apresentados por ZHANG *et al.* (2017). Em todos os casos, é possível observar o ponto de estagnação do escoamento na parede oposta ao ramo de entrada da junta ‘T’. A região de aceleração ao redor do ponto de estagnação também pode ser identificada em todos os campos de velocidade, conforme previsto na Figura 2.15a.

Os campos de velocidade obtidos numericamente diferem dos campo empírico principalmente em quesitos como localização e extensão da zona de recirculação após a bifurcação e na dimensão da zona de aceleração que compõe o jato de parede. O modelo $\kappa - \omega$ SST aparenta possuir melhor verossimilhança com os dados experimentais que o modelo *realisable* $\kappa - \epsilon$.

4.5.2 Comparação de Campo de Energia Cinética Turbulenta Média

Para o campo de κ , nenhum modelo numérico previu a produção de turbulência a partir do ponto de bifurcação, onde há separação do escoamento. No entanto, assim como observado experimentalmente, o modelo $\kappa - \omega SST$ indica o ponto de máxima energia cinética turbulenta próximo à região de recirculação ocasionada pela bifurcação. O modelo *realisable* $\kappa - \epsilon$, por sua vez, indica como máximo toda uma região “achatada” ao longo da zona de alta velocidade.

Além disso, foi observado que a grandeza de κ é maior para os ensaios experimentais em comparação com os numéricos.

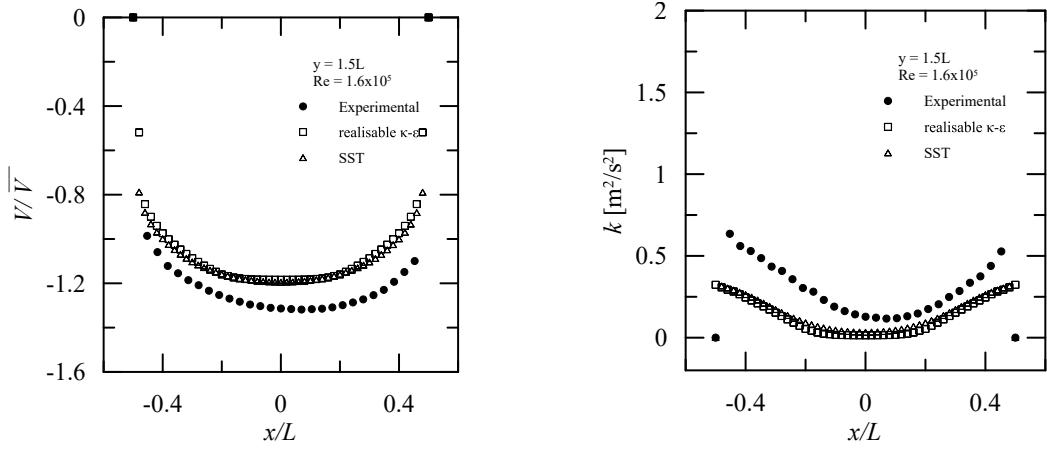
4.5.3 Comparação de perfis de velocidade e energia cinética turbulenta

Para a comparação de perfis, foi escolhido o caso onde $Re = 1.6 \times 10^5$ apenas para fins ilustrativos, visto que os perfis possuem comportamento similar para praticamente todos os casos analisados até o momento.

4.5.3.1 Posição $y = 1.5L$

Pela Figura 4.36, percebe-se que os perfis de velocidade encontram-se desenvolvidos. O perfil de velocidade experimental é levemente assimétrico e assume velocidade máxima de $\approx 1.4\bar{V}$, ao passo que os perfis numéricos possuem velocidade máxima de $\approx 1.2\bar{V}$.

Os perfis de κ na região possuem comportamentos similares, apesar da divergência de magnitude.



(a) Comparação experimental e numérica de perfis de velocidade na posição $y = 1.5L$ (b) Comparação experimental e numérica de perfis de κ na posição $y = 1.5L$

Figura 4.36: Comparação experimental e numérica de perfis de velocidade e κ na posição $y = 1.5L$ para $Re = 1.6 \times 10^5$.

4.5.3.2 Posição $x = 0.0L$

Com relação à desaceleração do escoamento da entrada até o ponto de estagnação, a Figura 4.37 mostra que a desaceleração ocorre de forma mais antecipada para os experimentos, muito embora todas as curvas apresentem a mesma derivada entre $y/L = 0.6$ e 0.0 .

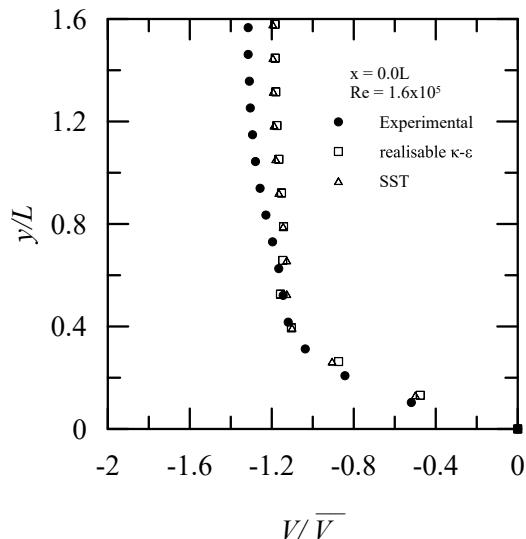
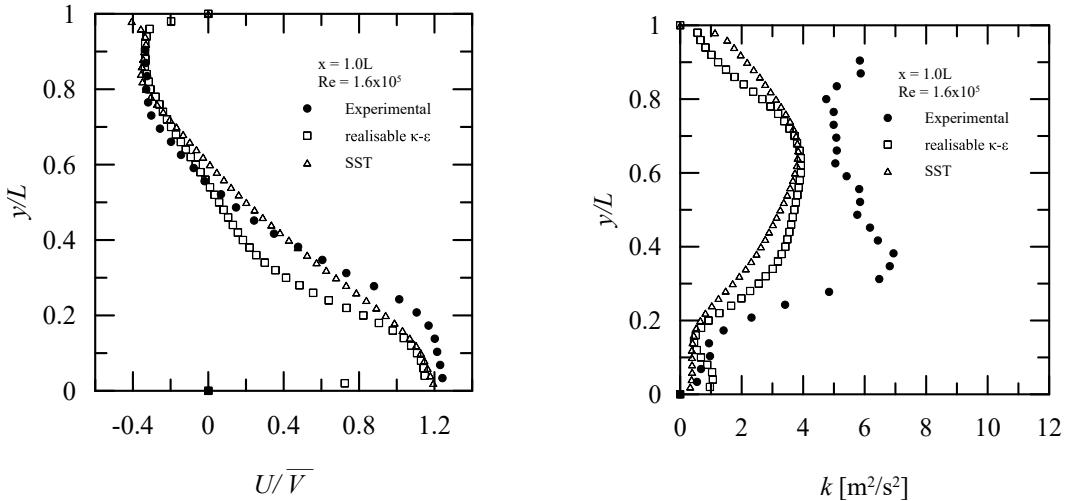


Figura 4.37: Comparação experimental e numérica de perfis de velocidade na posição $x = 0.0L$ para $Re = 1.6 \times 10^5$.

4.5.3.3 Posição $x = 1.0L$

Nesta posição, é possível perceber a presença do jato de parede na porção inferior e a captura da zona de baixa velocidade na porção superior do perfil de velocidades da Figura 4.38. No entanto, os perfis numéricos de velocidade ainda destoam do perfil experimental.

Para a energia cinética turbulenta, κ , os perfis numéricos possuem comportamento mais similar entre si, mas ainda destoam fortemente em forma e magnitude do perfil empírico.

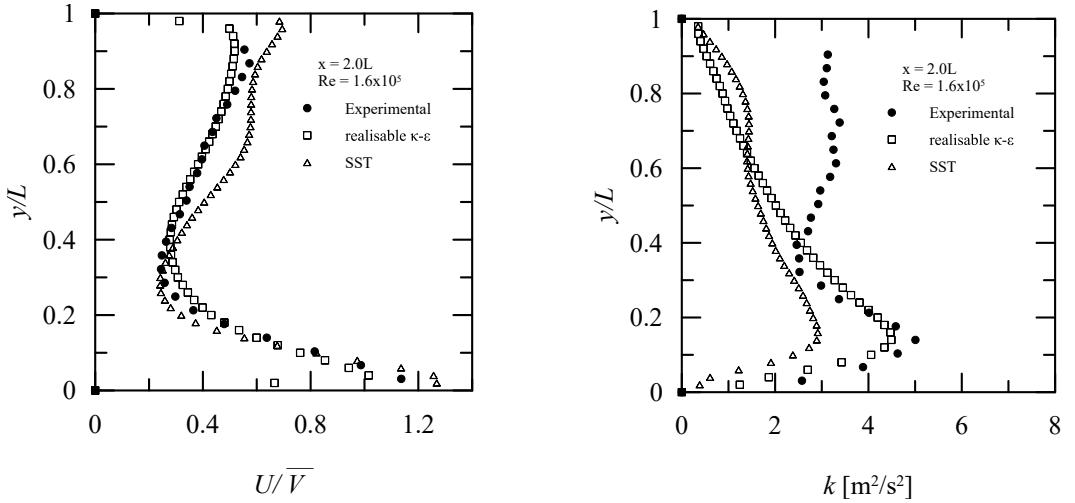


(a) Comparaçāo experimental e numérica de perfis de velocidade na posição $x = 1.0L$. (b) Comparaçāo experimental e numérica de perfis de κ na posição $y = 1.0L$

Figura 4.38: Comparaçāo experimental e numérica de perfis de velocidade e κ na posição $x = 1.0L$ para $Re = 1.6 \times 10^5$.

4.5.3.4 Posição $x = 2.0L$

Com relação à velocidade, o modelo *realisable* $\kappa - \epsilon$ apresenta melhor concordância com os dados experimentais de velocidade do que o modelo $\kappa - \omega$ *SST*. Para κ , os modelos numéricos convergem com o experimental na previsão da posição de máxima intensidade de energia ($y/L \approx 0.15$). O modelo *realisable* $\kappa - \epsilon$ apresenta boa concordância na metade inferior do perfil.



(a) Comparação experimental e numérica de perfis de velocidade na posição $x = 2.0L$ (b) Comparação experimental e numérica de perfis de κ na posição $y = 2.0L$

Figura 4.39: Comparação experimental e numérica de perfis de velocidade e κ na posição $x = 2.0L$ para $Re = 1.6 \times 10^5$.

4.6 Dano causado por erosão

A erosão quantificada experimentalmente e numericamente será detalhada nesta seção. Duas serão as linhas de análise: a avaliação do perfil erodido e a avaliação da razão de erosão.

4.6.1 Avaliação do perfil de erosão

4.6.1.1 Perfil de erosão experimental

A Figura 4.40 apresenta uma fotografia de uma das amostras metálicas erodidas. Nela é possível identificar as regiões onde ocorreram maior ou menor incidência de partículas. A região de estagnação é facilmente identificada no centro da chapa. As linhas abauladas superiores e inferiores também são um indício de que não houve erosão na região.

Ao analisar as amostras no rugosímetro, não foi possível extrair o formato do dano em seções de interesse, especialmente próximo ao ponto de estagnação. O material removido para as condições ensaiadas não foi significativo o suficiente para provocar mudanças quantificáveis na espessura da amostra. Não obstante, foi possível caracterizar a rugosidade na superfície das amostras antes e depois dos ensaios.

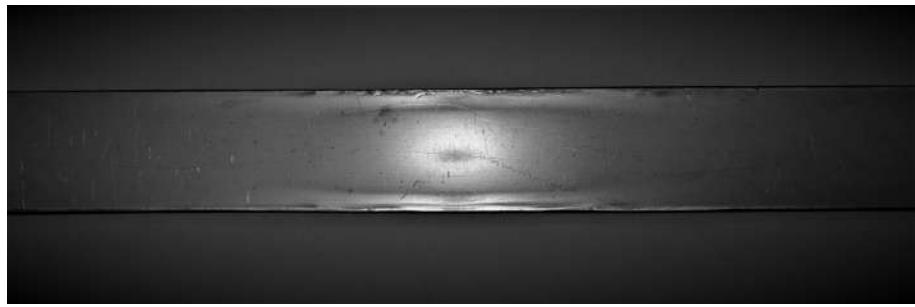


Figura 4.40: Fotografia de uma das amostras metálicas erodidas

A Tabela 4.3 apresenta a variação média de rugosidade Ra das amostras. A redução média observada foi de 5 % para os experimentos realizados a $Re = 9.5 \times 10^4$ e 15 % para os ensaios a $Re = 1.2 \times 10^5$. Apesar de visualmente haver mudança na superfície das amostras, a diferença de rugosidade ainda encontra-se dentro da incerteza do equipamento utilizado. A utilização de partículas de diâmetro maior, a seleção de materiais metálicos mais dúcteis e o aumento da duração dos experimentos são maneiras que o autor sugere para induzir danos maiores em futuros experimentos.

Tabela 4.3: Parâmetros globais dos experimentos de erosão executados

Nº Teste	Re	Rugosidade Ra Média - Inicial (μm)	Rugosidade Ra Média - Final (μm)	Variação (%)
01-03	9.5×10^4	0.149 ± 0.023	0.142 ± 0.023	-4.7
04-06	1.2×10^5	0.149 ± 0.023	0.126 ± 0.023	-15.4

4.6.1.2 Perfil de erosão numérico

Após a inserção das 5 000 000 partículas no domínio, foi possível computar os dados de desgaste por erosão através das bibliotecas implementadas.

A Figura 4.41 apresenta o dano computacional causado por erosão destas partículas. Nesta imagem, cores mais vermelhas representam maior dano e cores azuladas, menor dano. Qualitativamente, outros modelos apresentam o mesmo padrão de erosão: pouco ou nenhum dano no centro do impingimento e região de erosão máxima afastada do centro, em ambos os lados.

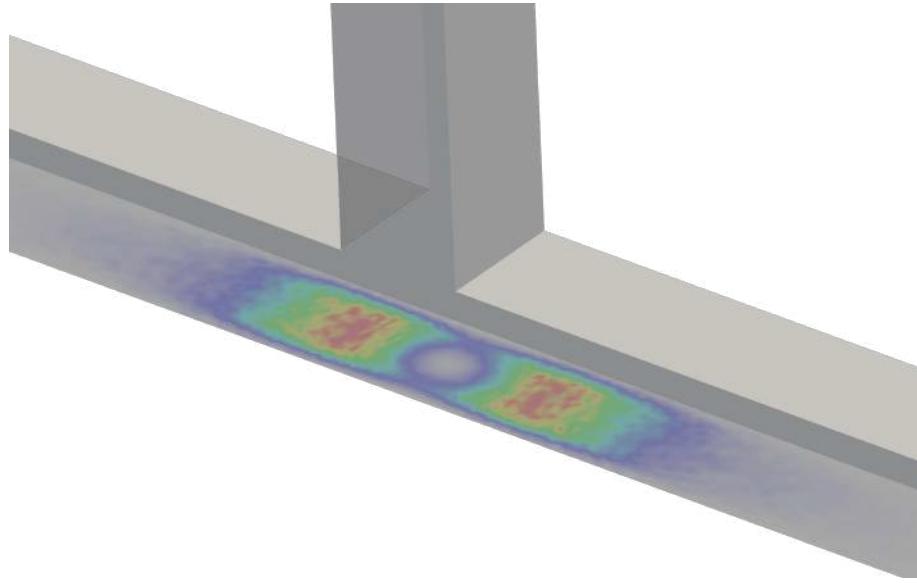


Figura 4.41: Dano por erosão na superfície inferior da junta ‘T’.

A Figura 4.42 apresenta o perfil de erosão normalizado (espessura de material removido dividida pela massa de partículas injetadas) para o caso onde $Re = 9.5 \times 10^4$, apenas para fins ilustrativos. Além do formato característico em ‘W’, esperado para escoamentos de suspensões (*slurry*), é possível perceber que, para uma mesma vazão, a erosão computada utilizando-se o modelo de turbulência *realisable* $\kappa - \epsilon$ é pelo menos uma ordem de grandeza inferior quando comparada com o escoamento resolvido por $\kappa - \omega SST$. Percebe-se também uma grande concordância dos perfis dados para os modelos de ARABNEJAD *et al.* (2015) e OKA e YOSHIDA (2005) tanto em magnitude quanto em extensão do dano. Além disso, para todos os modelos de erosão, o modelo de E/CRC é o que prevê menor erosão. O modelo de FINNIE (1960) foi suprimido da análise devido a suas estimativas exageradas.

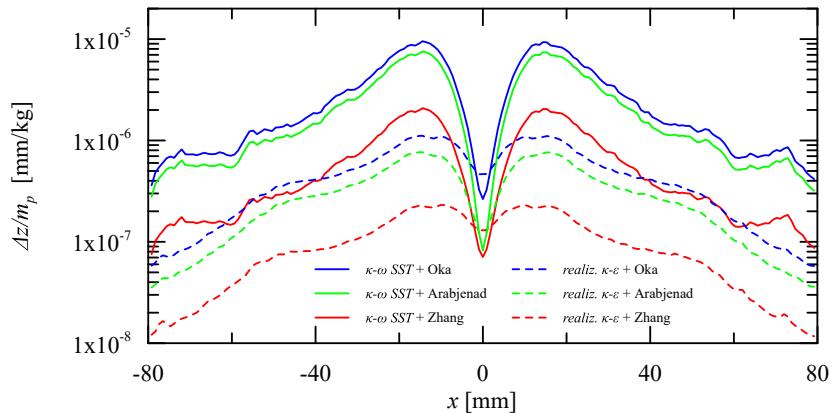


Figura 4.42: Comparação de perfis de erosão normalizados para $Re = 9.5 \times 10^4$.

Outra análise que pode ser realizada diz respeito à variação do perfil de erosão com o número de Reynolds. A Figura 4.43 apresenta o perfil de erosão normalizado considerando o modelo de dano de OKA e YOSHIDA (2005) e o modelo de turbulência $\kappa - \omega SST$ para escoamentos nos três números de Reynolds estudados. A conclusão é evidente: o número de Reynolds possui grande influência na magnitude do desgaste visto que ele está intimamente associado à energia cinética das partículas no impacto.

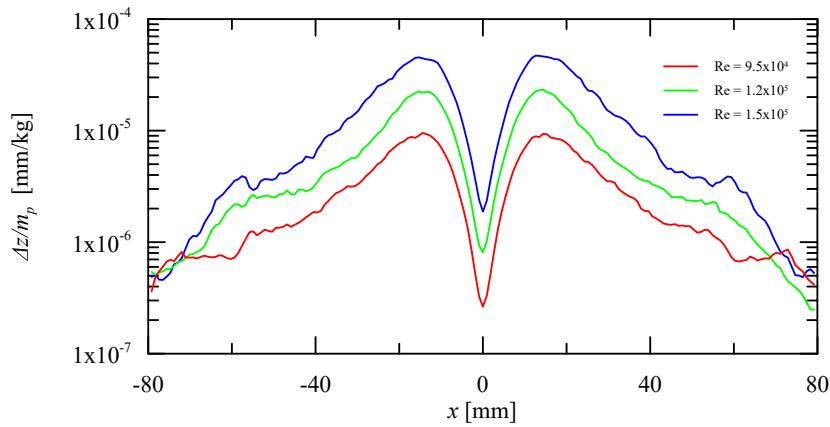


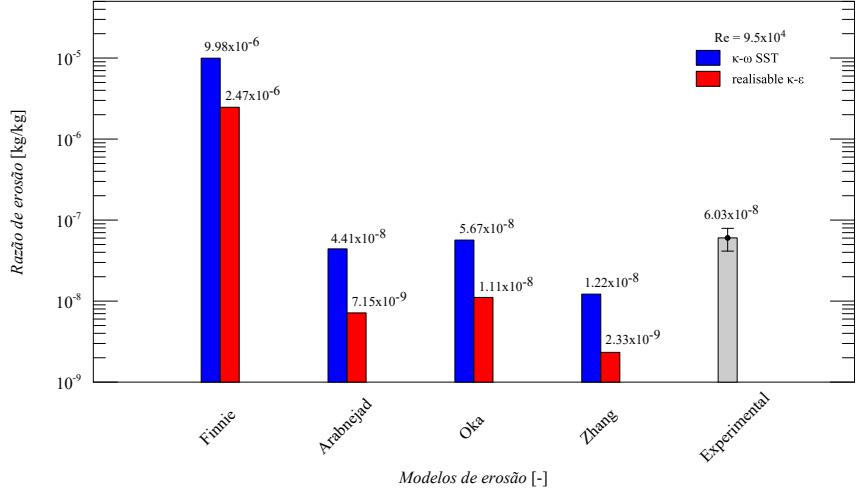
Figura 4.43: Comparaçāo do perfil de erosão normalizado calculado a partir do modelo de dano de OKA e YOSHIDA (2005) e do modelo de turbulência $\kappa - \omega SST$.

4.6.2 Avaliação da razão de erosão

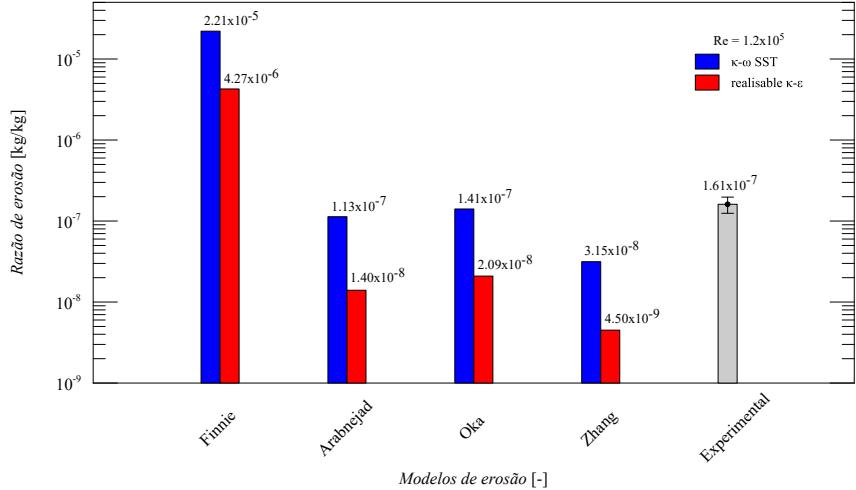
A Figura 4.44 apresenta os resultados da razão de erosão (massa de material removido dividida pela massa de partículas injetadas) para os casos experimentais e numéricos. A avaliação da razão de erosão experimental segue o procedimento descrito na Seção 3.1.8. Esta figura traz informações relevantes sobre a influência do número de Reynolds no processo erosivo e sobre a performance dos modelos de erosão e de turbulência utilizados, cumprindo portanto o objetivo geral deste trabalho.

Com relação ao número de Reynolds, é nítida sua influência direta na erosão. O aumento do número de Reynolds foi acompanhando de um incremento na razão de erosão experimental e, portanto, na massa de material removido da amostra.

Com relação ao dano estimado computacionalmente, percebe-se que o modelo de turbulência utilizado na solução do escoamento também possui influência no resultado. Em todos os cenários foi constatado que o dano por erosão de um escoamento resolvido com o modelo de turbulência *realisable* $\kappa - \epsilon$ é substancialmente menor - podendo ser uma ordem de grandeza inferior - quando comparado com danos calculados a partir da solução dada pelo modelo $\kappa - \omega SST$.



(a) Comparação da razão de erosão experimental e numérica para $Re = 9.5 \times 10^4$



(b) Comparação da razão de erosão experimental e numérica para $Re = 1.2 \times 10^5$

Figura 4.44: Comparação da razão de erosão experimental e numérica.

Além disso, a erosão prevista pelo modelo de OKA e YOSHIDA (2005) combinado com o modelo de turbulência $\kappa - \omega SST$ foi a que mais se aproximou do valor obtido empiricamente. Para $Re = 9.5 \times 10^4$ (Figura 4.44a), o erro relativo entre este modelo e o valor experimental foi de 6 %, ao passo que, para o caso onde $Re = 1.2 \times 10^5$, o erro relativo foi de 12 %. O segundo modelo que mais se aproxima dos resultados experimentais é o de ARABNEJAD *et al.* (2015), com os respectivos erros relativos: 27 % e 30 %.

No caso onde $Re = 9.5 \times 10^4$, o dano previsto pelos modelos de erosão de OKA e YOSHIDA (2005) e ARABNEJAD *et al.* (2015) encontram-se dentro do intervalo de confiança dos dados experimentais. No entanto, para o caso onde $Re = 1.2 \times 10^5$,

apenas o modelo de OKA e YOSHIDA (2005) atende aos critérios.

O modelo de turbulência $\kappa - \omega SST$ parece ser o mais adequado para a estimativa de erosão via abordagem Euleriana-Lagrangeana com as fases desacopladas. Isto se deve ao fato de o modelo $\kappa - \omega SST$ ser capaz de fazer aproximações mais fidedignas do campo contínuo quando comparado com o modelo *realisable* $\kappa - \epsilon$, resultando em um transporte de partículas mais próximo da realidade. Vale ressaltar que o escoamento ocorre de forma tridimensional e que as análises de campo e perfil realizadas nas páginas anteriores contemplam apenas uma pequena porção do domínio. Certamente há componentes do escoamento em outras regiões - como por exemplo os vórtices longitudinais ao escoamento - que não foram contemplados em detalhes neste estudo, mas que possuem influência na trajetória da partícula e na solução numérica do escoamento dadas as limitações de cada modelo de turbulência.

Capítulo 5

Considerações Finais

5.1 Conclusões

O estudo de erosão por partículas sólidas possui grande importância tecnológica e industrial, especialmente para o setor de petróleo e gás natural. A colisão de partículas com a superfície gera remoção de material e pode ocasionar falhas em medidores e equipamentos, diminuindo sua vida útil e aumentando os riscos de acidente. No entanto, o fenômeno erosivo é extremamente complexo de ser modelado devido ao número de variáveis que exercem influência no processo de desgaste. Além disso, as equações preditivas existentes foram concebidas para condições e geometrias específicas, dificultando sua extração.

Este trabalho possuiu como objetivo verificar a aplicabilidade dos modelos de erosão existentes na literatura a outras geometrias e condições para os quais não foram calibrados, em particular em uma junta tipo ‘T’ de seção quadrada. Buscou-se entender como variações no número de Reynolds influenciam a magnitude e o perfil do dano. O estudo foi conduzido através de experimentos e simulações numéricas em plataforma de código aberto.

Foram realizados ensaios de caracterização do escoamento através de técnicas de velocimetria óptica e ensaios de erosão com mistura abrasiva. Os resultados experimentais foram comparados com os resultados computacionais, obtidos numericamente por meio de uma abordagem Euleriana-Lagrangeana com acoplamento de uma-via; a fase Euleriana foi resolvida com o método RANS e com os modelos de turbulência $\kappa - \omega SST$ e *realisable* $\kappa - \epsilon$.

Os resultados de comparação de campos e perfis apontaram similaridade dinâmica do escoamento na junta ‘T’ para todas as condições ensaiadas. Em particular, foi possível identificar que o escoamento resolvido pelo método $\kappa - \omega SST$ foi o que melhor se aproximou qualitativa e quantitativamente dos dados experimentais.

Com relação à erosão, verificou-se que há influência direta do número de Reynolds

na grandeza e na extensão do dano causado por erosão. Além disso, constatou-se que os modelos de erosão utilizados a partir de escoamentos resolvidos via *realisable* $\kappa-\epsilon$ subestimam o dano para todos os casos e condições. O modelo de dano proposto por OKA e YOSHIDA (2005), ao ser utilizado com o escoamento resolvido via $\kappa - \omega SST$, apresentou excelente concordância experimental na previsão de erosão - erro relativo entre 6 % e 12 % -, tornando promissora a extração do uso dos modelos de erosão existentes para outras geometrias.

5.2 Propostas de Trabalhos Futuros

Para um entendimento mais abrangente e rigoroso do assunto, indicam-se os seguintes tópicos para trabalhos futuros:

- Execução de experimentos com novos parâmetros de particulado e material-alvo de forma a reproduzir (e caracterizar) o dano em formato "W", característico para escoamentos de suspensões (*slurry*). Para os novos testes de vida acelerado, o autor recomenda a utilização de partículas de diâmetro médio superior a 100 μm e materiais-alvo menos duros, com melhor relação ductilidade / dureza entre o material metálico e o material da partícula.
- Execução de experimentos e simulações em geometrias mais complexas para avaliação do dano global causado por erosão.
- Execução de simulações numéricas para investigação da influência dos tipos de acoplamento nos resultados de erosão, especialmente para concentrações elevadas de partículas.

Referências Bibliográficas

- AHLERT, K. R., 1994, *Effects of particle impingement angle and surface wetting on solid particle erosion of AISI 1018 steel*. Tese de PhD, University of Tulsa, Tulsa, Oklahoma, EUA.
- ANAND, K., HOVIS, S., CONRAD, H., et al., 1987, “Flux effects in solid particle erosion”, *Wear*, v. 118, n. 2, pp. 243–257.
- ANDREWS, D., 1981, “An analysis of solid particle erosion mechanisms”, *Journal of Physics D: Applied Physics*, v. 14, n. 11, pp. 1979.
- ARABNEJAD, H., 2015, *Development of erosion equation for solid particles and liquid droplet impact*. Tese de PhD, University of Tulsa, Tulsa, Oklahoma, EUA.
- ARABNEJAD, H., MANSOURI, A., SHIRAZI, S., et al., 2015, “Development of mechanistic erosion equation for solid particles”, *Wear*, v. 332, pp. 1044–1050.
- BELLMAN, R., LEVY, A., 1981, “Erosion mechanism in ductile metals”, *Wear*, v. 70, n. LBL-10289.
- BITTER, J., 1963, “A study of erosion phenomena part I”, *Wear*, v. 6, n. 1, pp. 5–21.
- BOUSSINESQ, J., 1877, “Essai sur la théorie des eaux courantes”, *Memoires presentes par divers savants a l'Academie des Sciences de l'Institut National de France*, v. XXIII, n. 1, pp. 1–680.
- BRENNEN, C. E., 2005, *Fundamentals of multiphase flow*. Cambridge university press.
- CLARK, H. M., 2002, “Particle velocity and size effects in laboratory slurry erosion measurements OR... do you know what your particles are doing?” *Tribology International*, v. 35, n. 10, pp. 617–624.

- CROWE, C. T., SCHWARZKOPF, J. D., SOMMERFELD, M., et al., 2012, *Multiphase flows with droplets and particles*. CRC press.
- DESALE, G. R., GANDHI, B. K., JAIN, S., 2009, “Particle size effects on the slurry erosion of aluminium alloy (AA 6063)”, *Wear*, v. 266, n. 11-12, pp. 1066–1071.
- DNV GL, 2015. “Recommended Practice-O501-Managing Sand Production and Erosion”..
- EINSTEIN, A., 1906, “Eine neue bestimmung der moleküldimensionen”, *Annalen der Physik*, v. 324, n. 2, pp. 289–306.
- FINNIE, I., 1972, “Some observations on the erosion of ductile materials”, *Wear*, v. 19, pp. 81–90.
- FINNIE, I., 1960, “Erosion of surfaces by solid particles”, *Wear*, v. 3, n. 2, pp. 87–103.
- FINNIE, I., 1995, “Some reflections on the past and future of erosion”, *Wear*, v. 186, pp. 1–10.
- FROSELL, T., FRIPP, M., GUTMARK, E., 2015, “Investigation of slurry concentration effects on solid particle erosion rate for an impinging jet”, *Wear*, v. 342, pp. 33–43.
- GANDHI, B., BORSE, S., 2002, “Effects of particle size and size distribution on estimating erosion wear of cast iron in sand-water slurries”, .
- GRANT, G., TABAKOFF, W., 1975, “Erosion prediction in turbomachinery resulting from environmental solid particles”, *Journal of Aircraft*, v. 12, n. 5, pp. 471–478.
- HAIDER, A., LEVENSPIEL, O., 1989, “Drag coefficient and terminal velocity of spherical and nonspherical particles”, *Powder technology*, v. 58, n. 1, pp. 63–70.
- HIRSCH, C., 2007, *Numerical computation of internal and external flows: The fundamentals of computational fluid dynamics*. Elsevier.
- HUTCHINGS, I. M., 1992, “Ductile-brittle transitions and wear maps for the erosion and abrasion of brittle materials”, *Journal of Physics D: Applied Physics*, v. 25, n. 1A, pp. A212.

- JAHANMIR, S., 1980, "The mechanics of subsurface damage in solid particle erosion", *Wear*, v. 61, n. 2, pp. 309–324.
- JAVAHERI, V., PORTER, D., KUOKKALA, V.-T., 2018, "Slurry erosion of steel—Review of tests, mechanisms and materials", *Wear*, v. 408, pp. 248–273.
- JONES, W., LAUNDER, B. E., 1972, "The prediction of laminarization with a two-equation model of turbulence", *International journal of heat and mass transfer*, v. 15, n. 2, pp. 301–314.
- KLEIS, I., KULU, P., 2007, *Solid particle erosion: occurrence, prediction and control*. Springer Science & Business Media.
- KOLMOGOROV, A. N., 1941, "Equations of turbulent motion in an incompressible fluid", *Dokl. Akad. Nauk SSSR*, v. 30, pp. 299–303.
- LEVOGUE, C., 2013, "Using laser diffraction to measure particle size and distribution", *Metal Powder Report*, v. 68, n. 3, pp. 15–18.
- LEVY, A. V., 1995, *Solid particle erosion and erosion-corrosion of materials*. Asm International.
- LEVY, A. V., CHIK, P., 1983, "The effects of erodent composition and shape on the erosion of steel", *Wear*, v. 89, n. 2, pp. 151–162.
- LIEBHARD, M., LEVY, A., 1991, "The effect of erodent particle characteristics on the erosion of metals", *Wear*, v. 151, n. 2, pp. 381–390.
- LIPTAK, B. G., 2003, *Instrument Engineers' Handbook, Volume One: Process Measurement and Analysis*. CRC press.
- MANSOURI, A., ARABNEJAD, H., SHIRAZI, S., et al., 2015, "A combined CFD/experimental methodology for erosion prediction", *Wear*, v. 332, pp. 1090–1097.
- MANSOURI, A., 2016, *A Combined Cfd-Experimental Method for Developing an Erosion Equation for Both Gas-Sand and Liquid-Sand Flow*. Tese de PhD, University of Tulsa, Tulsa, Oklahoma, EUA.
- MEI, R., 1992, "An approximate expression for the shear lift force on a spherical particle at finite Reynolds number", *International Journal of Multiphase Flow*, v. 18, n. 1, pp. 145–147.
- MENG, H., LUDEMA, K., 1995, "Wear models and predictive equations: their form and content", *Wear*, v. 181, pp. 443–457.

- MENTER, F. R., 1994, “Two-equation eddy-viscosity turbulence models for engineering applications”, *AIAA journal*, v. 32, n. 8, pp. 1598–1605.
- MIEDEMA, S., 2016, *Slurry Transport: Fundamentals, A Historical Overview and The Delft Head Loss & Limit Deposit Velocity Framework*. Delft University of Technology.
- MISRA, A., FINNIE, I., 1981, “On the size effect in abrasive and erosive wear”, *Wear*, v. 65, n. 3, pp. 359–373.
- NIRENBERG, H., 2019, *Desenvolvimento de uma Modelagem para a Viscosidade Relativa de Suspensões Em Fluidos Newtonianos e Não Newtonianos em Dutos*. Tese de MSc, Universidade Federal do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, RJ, Brasil.
- OKA, Y. I., OKAMURA, K., YOSHIDA, T., 2005, “Practical estimation of erosion damage caused by solid particle impact: Part 1: Effects of impact parameters on a predictive equation”, *Wear*, v. 259, n. 1-6, pp. 95–101.
- OKA, Y., YOSHIDA, T., 2005, “Practical estimation of erosion damage caused by solid particle impact: Part 2: Mechanical properties of materials directly associated with erosion damage”, *Wear*, v. 259, n. 1-6, pp. 102–109.
- PARSI, M., NAJMI, K., NAJAFIFARD, F., et al., 2014, “A comprehensive review of solid particle erosion modeling for oil and gas wells and pipelines applications”, *Journal of Natural Gas Science and Engineering*, v. 21, pp. 850–873.
- RAFFEL, M., WILLERT, C. E., SCARANO, F., et al., 2018, *Particle image velocimetry: a practical guide*. Springer.
- REIS, E. D., 2003, *Estudo do escoamento pistonado horizontal ar-água em tubulações com ramificação ‘T’*. Tese de DSc, Universidade Estadual de Campinas, Campinas, SP, Brasil.
- REYNOLDS, O., 1895, “Iv. on the dynamical theory of incompressible viscous fluids and the determination of the criterion”, *Philosophical transactions of the royal society of london.(a.)*, , n. 186, pp. 123–164.
- SAFFMAN, P., 1965, “The lift on a small sphere in a slow shear flow”, *Journal of Fluid Mechanics*, v. 22, n. 2, pp. 385–400.
- SHIH, T.-H., LIOU, W. W., SHABBIR, A., et al., 1995, “A new $\kappa - \epsilon$ eddy viscosity model for high reynolds number turbulent flows”, *Computers & fluids*, v. 24, n. 3, pp. 227–238.

- SHIRAZI, S., SHADLEY, J., MCLAURY, B., et al., 1995, "A procedure to predict solid particle erosion in elbows and tees", *Journal of Pressure Vessel Technology*, v. 117, pp. 45–52.
- SILVA FREIRE, A. P., MENUT, P. P. M., SU, J., 2002, *Turbulência*, v. 1. Rio de Janeiro, Associação Brasileira de Engenharia e Ciências Mecânicas.
- SILVA FREIRE, A. P., ILHA, A., COLAÇO, M. J., 2006, "Turbulência". v. 5, Rio de Janeiro, Associação Brasileira de Engenharia e Ciências Mecânicas.
- SOSA, M., BJÖRKLUND, S., SELLGREN, U., et al., 2015, "In situ surface characterization of running-in of involute gears", *Wear*, v. 340-341 (oct), pp. 41–46.
- SRINIVASAN, S., SCATTERGOOD, R. O., 1988, "Effect of erodent hardness on erosion of brittle materials", *Wear*, v. 128, n. 2, pp. 139–152.
- SUNDARARAJAN, G., 1991, "A comprehensive model for the solid particle erosion of ductile materials", *Wear*, v. 149, n. 1-2, pp. 111–127.
- TILLY, G., 1973, "A two stage mechanism of ductile erosion", *Wear*, v. 23, n. 1, pp. 87–96.
- TURENNE, S., FISSET, M., MASOUNAVE, J., 1989, "The effect of sand concentration on the erosion of materials by a slurry jet", *Wear*, v. 133, n. 1, pp. 95–106.
- TURIAN, R. M., YUAN, T.-F., 1977, "Flow of slurries in pipelines", *AIChE Journal*, v. 23, n. 3, pp. 232–243.
- TURIAN, R., HSU, F.-L., MA, T.-W., 1987, "Estimation of the critical velocity in pipeline flow of slurries", *Powder Technology*, v. 51, n. 1, pp. 35–47.
- VERSTEEG, H. K., MALALASEKERA, W., 2007, *An Introduction To Computational Fluid Dynamics*. Harlow, Pearson Prentice Hall.
- VIGOLO, D., GRIFFITHS, I. M., RADL, S., et al., 2013, "An experimental and theoretical investigation of particle–wall impacts in a T-junction", *Journal of fluid mechanics*, v. 727, pp. 236–255.
- VIGOLO, D., RADL, S., STONE, H. A., 2014, "Unexpected trapping of particles at a T junction", *Proceedings of the National Academy of Sciences*, v. 111, n. 13, pp. 4770–4775.

WADA, S., WATANABE, N., 1987, "Solid Particle Erosion of Brittle Materials (Part 3)", *Journal of the Ceramic Association, Japan*, v. 95, n. 1102, pp. 573–578.

ZHANG, J. X., BAI, Y. Q., KANG, J., et al., 2017, "Failure analysis and erosion prediction of tee junction in fracturing operation", *Journal of Loss Prevention in the Process Industries*, v. 46, pp. 94–107.

ZHANG, Y., REUTERFORS, E., MCLAURY, B. S., et al., 2007, "Comparison of computed and measured particle velocities and erosion in water and air flows", *Wear*, v. 263, n. 1-6, pp. 330–338.