



Ministério da
Ciência e Tecnologia



sid.inpe.br/mtc-m19/2011/03.21.19.00-TDI

DESENVOLVIMENTO DE UM INJETOR CENTRÍFUGO DUAL PARA BIOCOMBUSTÍVEIS LÍQUIDOS

Roger Apaza Vásquez

Dissertação de Mestrado do Curso de Pós-Graduação em Engenharia e Tecnologia Espaciais / Combustão e Propulsão, orientada pelo Dr. Fernando de Souza Costa, aprovada em 21 de março de 2011.

URL do documento original:
<<http://urlib.net/J8LNKAN8RW/37NR39B>>

INPE
São José dos Campos
2011

PUBLICADO POR:

Instituto Nacional de Pesquisas Espaciais - INPE

Gabinete do Diretor (GB)

Serviço de Informação e Documentação (SID)

Caixa Postal 515 - CEP 12.245-970

São José dos Campos - SP - Brasil

Tel.:(012) 3208-6923/6921

Fax: (012) 3208-6919

E-mail: pubtc@sid.inpe.br

CONSELHO DE EDITORAÇÃO E PRESERVAÇÃO DA PRODUÇÃO INTELLECTUAL DO INPE (RE/DIR-204):**Presidente:**

Dr. Gerald Jean Francis Banon - Coordenação Observação da Terra (OBT)

Membros:

Dr^a Inez Staciarini Batista - Coordenação Ciências Espaciais e Atmosféricas (CEA)

Dr^a Maria do Carmo de Andrade Nono - Conselho de Pós-Graduação

Dr^a Regina Célia dos Santos Alvalá - Centro de Ciência do Sistema Terrestre (CST)

Marciana Leite Ribeiro - Serviço de Informação e Documentação (SID)

Dr. Ralf Gielow - Centro de Previsão de Tempo e Estudos Climáticos (CPT)

Dr. Wilson Yamaguti - Coordenação Engenharia e Tecnologia Espacial (ETE)

Dr. Horácio Hideki Yanasse - Centro de Tecnologias Especiais (CTE)

BIBLIOTECA DIGITAL:

Dr. Gerald Jean Francis Banon - Coordenação de Observação da Terra (OBT)

Marciana Leite Ribeiro - Serviço de Informação e Documentação (SID)

Deicy Farabello - Centro de Previsão de Tempo e Estudos Climáticos (CPT)

REVISÃO E NORMALIZAÇÃO DOCUMENTÁRIA:

Marciana Leite Ribeiro - Serviço de Informação e Documentação (SID)

Yolanda Ribeiro da Silva Souza - Serviço de Informação e Documentação (SID)

EDITORAÇÃO ELETRÔNICA:

Vivéca Sant´Ana Lemos - Serviço de Informação e Documentação (SID)



Ministério da
Ciência e Tecnologia



sid.inpe.br/mtc-m19/2011/03.21.19.00-TDI

DESENVOLVIMENTO DE UM INJETOR CENTRÍFUGO DUAL PARA BIOCOMBUSTÍVEIS LÍQUIDOS

Roger Apaza Vásquez

Dissertação de Mestrado do Curso de Pós-Graduação em Engenharia e Tecnologia Espaciais / Combustão e Propulsão, orientada pelo Dr. Fernando de Souza Costa, aprovada em 21 de março de 2011.

URL do documento original:
<<http://urlib.net/J8LNKAN8RW/37NR39B>>

INPE
São José dos Campos
2011

Dados Internacionais de Catalogação na Publicação (CIP)

Apaza Vasquéz, Roger.
Ap13d Desenvolvimento de um injetor centrífugo dual para biocombustíveis líquidos / Roger Apaza Vásquez. – São José dos Campos : INPE, 2011.
xxx+187 p. ; (sid.inpe.br/mtc-m19/2011/03.21.19.00-TDI)

Tese (Mestrado em Engenharia e Tecnologia Espaciais / Combustão e Propulsão) – Instituto Nacional de Pesquisas Espaciais, São José dos Campos, 2011.

Orientador : Dr. Fernando de Souza Costa.

1. Biocombustível. 2. Spray. 3. Atomização. 4. Injetor centrífugo. I.Título.

CDU 621.176

Copyright © 2011 do MCT/INPE. Nenhuma parte desta publicação pode ser reproduzida, armazenada em um sistema de recuperação, ou transmitida sob qualquer forma ou por qualquer meio, eletrônico, mecânico, fotográfico, reprográfico, de microfilmagem ou outros, sem a permissão escrita do INPE, com exceção de qualquer material fornecido especificamente com o propósito de ser entrado e executado num sistema computacional, para o uso exclusivo do leitor da obra.

Copyright © 2011 by MCT/INPE. No part of this publication may be reproduced, stored in a retrieval system, or transmitted in any form or by any means, electronic, mechanical, photocopying, recording, microfilming, or otherwise, without written permission from INPE, with the exception of any material supplied specifically for the purpose of being entered and executed on a computer system, for exclusive use of the reader of the work.

Aprovado (a) pela Banca Examinadora
em cumprimento ao requisito exigido para
obtenção do Título de Mestre em

Engenharia e Tecnologia
Espaciais/Combustão e Propulsão

Dr. Fernando de Souza Costa



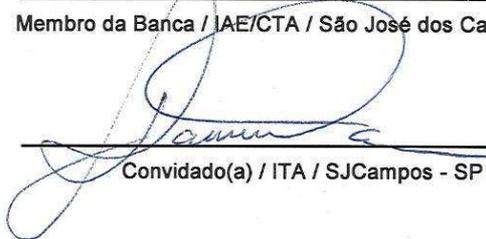
Presidente / Orientador(a) / INPE / Cachoeira Paulista - SP

Dr. Wladimir Mattos da Costa Dourado



Membro da Banca / IAE/CTA / São José dos Campos - SP

Dr. Pedro Teixeira Lacava



Convidado(a) / ITA / SJC Campos - SP

Aluno (a): Roger Apaza Vasquez

São José dos Campos, 21 de março de 2011

“Ninguém pode construir em teu lugar as pontes que precisarás para atravessar o rio da vida – ninguém, exceto tu, só tu”.

Friedrich Nietzsche

A meus pais, Asunta e Severo, pelo apoio na finalização de um capítulo a mais na minha vida profissional.

À minha namorada, Alexandria, pela inspiração, compreensão e paciência que me deu em cada momento.

Ao Dr. Luis Bartolucci, pela motivação e confiança que me deu sempre em cada etapa da minha vida profissional.

AGRADECIMENTOS

Ao INPE pela oportunidade de prosseguir nos meus estudos de pós-graduação.

À CAPES, através do programa Pro-Engenharias 88/2008, pela concessão de uma bolsa de estudos.

Ao meu orientador, Dr. Fernando de Souza Costa por sua dedicação, paciência e apoio no desenvolvimento deste trabalho de pesquisa.

Aos professores do curso de pós-graduação em Engenharia e Tecnologia Espacial, área de concentração em combustão e propulsão, pela transferência de conhecimentos nas diversas disciplinas e a motivação transmitida em cada uma delas.

Aos funcionários do prédio de ensaios do LCP/INPE, em especial ao Dr. Ely Vieira Cortez, ao José Carlos de Andrade e ao Francisco Carlos N. de Almeida pelo apoio técnico e experimental prestados.

Ao meus amigos do BTSA, em especial ao Álvaro Ribeiro Filho e ao Jefferson Luiz Nogueira pelas sugestões indicadas para o montagem da bancada de testes.

Às bibliotecárias do LCP/INPE, Maria Aparecida Marcos e Maria Ignês da Silva.

A meus amigos de mestrado e doutorado do curso de pós-graduação, pela amizade e o apoio prestado durante o desenvolvimento deste trabalho de pesquisa.

Ao amigo Daniel Caldas Castro pelo apoio oferecido em alguns ensaios realizados.

Ao Henrique Kajiyama da empresa Malvern pelas sugestões e ajuda com relação à utilização do instrumento de difração laser Spraytec.

À empresa Bioverde de Taubaté pelo fornecimento de biodiesel de soja B100 para realizar parte dos ensaios experimentais deste trabalho de pesquisa.

Finalmente quero agradecer aos integrantes do LCP/INPE - secretárias, tecnologistas e pessoal de segurança - que de forma direta ou indireta me apoiaram todo este tempo, sem ajuda de vocês este trabalho não teria sido possível, muito obrigado!

*Roger Apaza Vásquez
Cachoeira Paulista (SP) - Brasil*

RESUMO

O aumento continuado nos preços do petróleo e as crescentes preocupações ambientais têm elevado o interesse pela utilização de biocombustíveis, em especial o etanol e o biodiesel. Biocombustíveis puros e misturas destes com a gasolina e o diesel têm sido empregados principalmente em motores de combustão interna para veículos. Por outro lado, a legislação ambiental tem se tornado cada vez mais rigorosa, estabelecendo limites rígidos para as emissões de poluentes em motores, turbinas, fornos, caldeiras e processos de combustão industriais. Conseqüentemente, é de interesse do país e das empresas investigar a utilização dos biocombustíveis em aplicações industriais, visando reduzir custos, aumentar a eficiência de operações e reduzir a emissão de poluentes. O objetivo deste trabalho é realizar um estudo teórico-experimental de injetores centrífugos duais para atomização de biocombustíveis. Um protótipo de um injetor centrífugo dual foi construído para realização de testes comparativos com injeção de água destilada, etanol hidratado e biodiesel de soja B100. Foram obtidas as características de atomização em uma bancada de testes especialmente desenvolvida para esta pesquisa. Foram determinados os coeficientes de descarga, os diâmetros médios das gotas, as distribuições de diâmetros de gotas, os ângulos de cone do *spray*, as distribuições da massa do *spray* e os efeitos das pressões de operação e das vazões mássicas dos biocombustíveis sobre o desempenho do injetor.

DEVELOPMENT OF A DUAL PRESSURE SWIRL INJECTOR FOR BIOFUELS

ABSTRACT

The continuous rise in oil prices and the growth in environmental concerns have raised the interest for the use of biofuels, especially ethanol and biodiesel. Pure biofuels and blends of them with gasoline and diesel have been used primarily in internal combustion engines for vehicles. On the other hand, environmental legislation has become more stringent, establishing limits for pollutant emissions in engines, turbines, furnaces, boilers and industrial combustion processes. Therefore, it is of interest to the country and companies to investigate the use of biofuels in industrial applications, aiming to reduce costs, increase efficiency of operations and reduce the emission of pollutants. The objective of this work is to perform a theoretical and experimental study of a dual pressure swirl injector for atomization of biofuels. An injector prototype was built for comparative testing with distillate water, hydrated ethanol and B100 soy biodiesel. The atomization characteristics of the injector were obtained in a test bench specially developed for this research. The discharge coefficients, the average droplet diameters, the distribution of droplet sizes, the spray cone angles, the spray mass distributions, and the effects of operating pressures and mass flow rates of biofuels on the performance of the injector were determined.

LISTA DE FIGURAS

	<u>Pág.</u>
Figura 2.1 - Esquema de um spray.	5
Figura 2.2 - Classificação de injetores.	7
Figura 2.3 - Atomizador de pressão em operação.	10
Figura 2.4 - Atomizador rotativo.	13
Figura 2.5 - Atomizador eletrostático.	15
Figura 2.6 - Atomizador ultra-sônico.	15
Figura 2.7 - Efeitos da pressão em atomizadores centrífugos.	19
Figura 3.1 - Esquema de um injetor centrífugo dual.	21
Figura 3.2 - Representação do escoamento para um injetor centrífugo com dois furos tangenciais.	24
Figura 3.3 - Comportamento do escoamento dentro de uma câmara de vórtice.	29
Figura 3.4 - Comportamento dos parâmetros geométricos, o coeficiente de descarga e da eficiência de preenchimento do injetor.	32
Figura 3.5 - Coeficientes de descarga da câmara primária em função da eficiência enchimento.	33
Figura 3.6 - Definição do semi-ângulo de cone.	38
Figura 3.7 - Representação geométrica das variáveis do bico de saída do injetor.	39
Figura 3.8 - Comportamento dos jatos injetados pelas câmaras do injetor dual.	43
Figura 4.1 - Ângulo de cone, coeficientes de descarga e coeficientes de enchimento versus a constante geométrica do injetor.	48
Figura 4.2 - Efeito da inclinação do canal tangencial com o coeficiente ξ_o	49
Figura 4.3 - Esquema do processo de cálculo das câmaras primária e secundária do injetor.	50
Figura 4.4 - Desenho esquemático das câmaras: a) primária e b) secundária.	51
Figura 4.5 - Vista em corte e fotografia do injetor dual projetado.	52
Figura 4.6 - Sistema de injeção e de alimentação do injetor.	52
Figura 4.7 - Bancada para testes utilizada no ensaio dos injetores.	53
Figura 4.8 - Tanques de armazenamento de líquidos.	54
Figura 4.9 - Válvulas reguladoras da bancada de testes.	55
Figura 4.10 - O sistema de difração laser Spraytec Malvern 2007.	55
Figura 5.1 - Comparação dos valores teóricos e experimentais de vazão mássica versus pressão de injeção (manométrica) para a câmara primária utilizando água como líquido de injeção.	61
Figura 5.2 - Comparação dos valores teóricos e experimentais de vazão mássica versus pressão de injeção (manométrica) para a câmara primária utilizando etanol hidratado como líquido de injeção.	61
Figura 5.3 - Comparação dos valores teóricos e experimentais de vazão mássica versus pressão de injeção (manométrica) para a câmara primária utilizando biodiesel de soja como líquido de injeção.	62
Figura 5.4 - Comparação dos valores experimentais de vazão mássica obtidos para os diferentes líquidos injetados na câmara primária.	62

Figura 5.5 - Comparação dos valores teóricos e experimentais de vazão mássica versus pressão de injeção (manométrica) para a câmara secundária utilizando água como líquido de injeção.	64
Figura 5.6 - Comparação dos valores teóricos e experimentais de vazão mássica versus pressão de injeção (manométrica) para a câmara secundária utilizando etanol hidratado como líquido de injeção.	64
Figura 5.7 - Comparação dos valores teóricos e experimentais de vazão mássica versus pressão de injeção (manométrica) para a câmara secundária utilizando biodiesel de soja como líquido de injeção.	65
Figura 5.8 - Comparação dos valores experimentais de vazão mássica obtidos para os diferentes líquidos injetados na câmara secundária.	65
Figura 5.9 - Comparação dos valores teóricos e experimentais da vazão mássica total da mistura de etanol hidratado, na câmara primária, e biodiesel de soja, na câmara secundária do injetor centrífugo dual.	66
Figura 5.10 - Comparação dos valores teóricos, semi-empíricos e experimentais do coeficiente de descarga da câmara primária utilizando água como líquido de injeção.	68
Figura 5.11 - Comparação dos valores teóricos, semi-empíricos e experimentais do coeficiente de descarga da câmara primária utilizando etanol hidratado como líquido de injeção.	68
Figura 5.12 - Comparação dos valores teóricos, semi-empíricos e experimentais do coeficiente de descarga da câmara primária utilizando biodiesel de soja como líquido de injeção.	69
Figura 5.13 - Comparação dos valores experimentais do coeficiente de descarga da câmara primária em função da pressão de trabalho para os diferentes líquidos injetados.	69
Figura 5.14 - Comparação dos valores teóricos e experimentais dos coeficientes de descarga da câmara secundária em função da pressão de injeção (manométrica) utilizando água como líquido de injeção.	71
Figura 5.15 - Comparação dos valores teóricos e experimentais dos coeficientes de descarga da câmara secundária em função da pressão de injeção (manométrica) utilizando etanol hidratado como líquido de injeção.	71
Figura 5.16 - Comparação dos valores teóricos e experimentais dos coeficientes de descarga da câmara secundária em função da pressão de injeção (manométrica) utilizando biodiesel de soja como líquido de injeção.	72
Figura 5.17 - Comparação dos valores experimentais obtidos do coeficiente de descarga em função da pressão de injeção (manométrica) para os diferentes líquidos injetados na câmara secundária.	72
Figura 5.18 - Comparação dos valores teóricos e experimentais dos coeficientes de descarga da câmara primária em função da vazão mássica, utilizando água como líquido de injeção.	74
Figura 5.19 - Comparação dos valores teóricos e experimentais dos coeficientes de descarga da câmara primária em função da vazão mássica, utilizando etanol hidratado como líquido de injeção.	74

Figura 5.20 - Comparação dos valores teóricos e experimentais dos coeficientes de descarga da câmara primária em função da vazão mássica, utilizando biodiesel de soja B100 como líquido de injeção.	75
Figura 5.21 - Comparação dos valores experimentais obtidos do coeficiente de descarga em função da vazão mássica para os diferentes líquidos injetados na câmara primária.	75
Figura 5.22 - Comparação dos valores teóricos e experimentais dos coeficientes de descarga da câmara secundária em função da vazão mássica, utilizando água como líquido de injeção.	77
Figura 5.23 - Comparação dos valores teóricos e experimentais dos coeficientes de descarga da câmara secundária em função da vazão mássica, utilizando etanol hidratado como líquido de injeção.	77
Figura 5.24 - Comparação dos valores teóricos e experimentais dos coeficientes de descarga da câmara secundária em função da vazão mássica, utilizando biodiesel de soja B100 como líquido de injeção.	78
Figura 6.1 - Definição do ângulo de cone.	79
Figura 6.2 - Montagem do arranjo experimental para realizar a medição do ângulo de cone.	84
Figura 6.3 - Tela principal do software para o processamento das imagens.	85
Figura 6.4 - Câmera digital CCD utilizada para obter imagens do <i>spray</i> gerado pelo injetor.	86
Figura 6.5 - Fotografias da medição do ângulo de cone com o software de processamento de imagens desenvolvido: a) imagem não calibrada, b) imagem calibrada e resultado final da medição.	86
Figura 6.6 - Comparação do ângulo de cone gerado na câmara primária entre as formulações semi-empíricas e teórica com os dados experimentais para a água na câmara primária.	88
Figura 6.7 - Comparação do ângulo de cone gerado na câmara primária entre as formulações semi-empíricas e teórica com os dados experimentais para o etanol hidratado.	88
Figura 6.8 - Comparação do ângulo de cone gerado na câmara primária entre as formulações semi-empíricas e teórica com os dados experimentais para o biodiesel de soja.	89
Figura 6.9 - Comparação dos dados experimentais obtidos para os líquidos testados na câmara primária.	89
Figura 6.10 - Comparação dos valores teóricos e experimentais do ângulo de cone utilizando água como líquido de injeção na câmara secundária.	91
Figura 6.11 - Comparação dos valores teóricos e experimentais do ângulo de cone utilizando etanol hidratado como líquido de injeção na câmara secundária.	91
Figura 6.12 - Comparação dos valores teóricos e experimentais do ângulo de cone utilizando biodiesel de soja como líquido de injeção na câmara secundária.	92
Figura 6.13 - Comparação dos dados experimentais do ângulo de cone obtidos para os líquidos testados na câmara secundária.	92

Figura 6.14 - Spray formado pela mistura de etanol e biodiesel de soja para 1 bar de pressão manométrica.	93
Figura 6.15 - Comparação dos valores teóricos e experimentais do ângulo de cone total gerado pela injeção de etanol na câmara primária e de biodiesel de soja na câmara secundária do injetor centrífugo dual.	94
Figura 7.1 - Paternador mecânico a) radial e b) circunferencial.	95
Figura 7.2 - Desenho do paternador projetado.	97
Figura 7.3 - Paternador fabricado para realizar os testes de simetria do <i>spray</i>	98
Figura 7.4 - Exemplos das diferentes telas geradas pelo software para análise da distribuição de massa gerada pelo injetor.	99
Figura 7.5 - Visualização em 3D da distribuição de massa.	100
Figura 7.6 - Visualização em 2D da simetria do <i>spray</i> utilizando como líquido de injeção água com uma pressão de 2,5 bar.	102
Figura 7.7 - Visualização em 3D da distribuição de massa do <i>spray</i> utilizando como líquido de injeção água com uma pressão de 2,5 bar.	102
Figura 7.8 - Visualização em 2D da simetria do <i>spray</i> utilizando como líquido de injeção água com uma pressão de 2,9 bar.	103
Figura 7.9 - Visualização em 3D da distribuição de massa do <i>spray</i> utilizando como líquido de injeção água com uma pressão de 2,9 bar.	103
Figura 7.10 - Visualização em 2D da simetria do <i>spray</i> utilizando como líquido de injeção etanol hidratado com uma pressão de 2,9 bar.	104
Figura 7.11 - Visualização em 3D da distribuição de massa do <i>spray</i> utilizando como líquido de injeção etanol hidratado com uma pressão de 2,9 bar.	104
Figura 7.12 - Visualização em 2D da simetria do <i>spray</i> utilizando como líquido de injeção biodiesel de soja com uma pressão de 2,9 bar.	105
Figura 7.13 - Visualização em 3D da distribuição de massa do <i>spray</i> utilizando como líquido de injeção biodiesel de soja com uma pressão de 2,9 bar.	105
Figura 7.14 - Comparação das distribuições médias de massa dos líquidos testados para uma pressão de injeção manométrica de 2,9 bar.	106
Figura 7.15 - Comparação dos desvios padrão das distribuições de massa dos líquidos testados para uma pressão de injeção manométrica de 2,9 bar.	106
Figura 8.1 - Padrões da dispersão de luz observada para uma partícula maior (imagem da direita) e uma partícula pequena (imagem da esquerda).	107
Figura 8.2 - Sistema de difração laser Spraytec da empresa Malvern.	109
Figura 8.3 - Sistema de difração laser Spraytec da empresa Malvern: (1) Fonte de luz laser, (2) óptica de colimação, (3) região de medição, (4) lentes coletores de dados, (5) detector de espalhamento de luz, (6) eletrônica para aquisição de dados.	110
Figura 8.4 - Definição da distância de trabalho para um sistema de difração laser.	111
Figura 8.5 - Exemplo de uma distribuição gaussiana.	116
Figura 8.6 - Exemplo de uma distribuição bimodal.	116
Figura 8.7 - Tamanho da gota vs distância desde o detector.	120
Figura 8.8 - Tamanho da gota vs distância desde o bico de saída do injetor.	121
Figura 8.9 - Imagem da posição espacial do injetor com o feixe laser emitido pelo instrumento de difração laser.	122

Figura 8.10 - Comparações dos valores experimentais do SMD com as formulações semi-empíricas, para injeção de água na câmara primária a diferentes pressões de injeção (manométrica).	124
Figura 8.11 - Valores de SMD experimentais obtidos para injeção de água na câmara secundária.....	124
Figura 8.12 - Distribuição cumulativa de volume (ou massa) de água e diâmetros característicos para diferentes pressões de injeção na câmara primária..	125
Figura 8.13 - Função densidade de probabilidade (ou frequência) dos diâmetros das gotas de água com diferentes pressões de injeção (manométricas) aplicadas na câmara primária.	125
Figura 8.14 - Comparações dos valores experimentais do SMD com as formulações semi-empíricas, para injeção de etanol hidratado na câmara primária a diferentes pressões de injeção (manométrica).....	127
Figura 8.15 - Distribuições cumulativas de volume e diâmetros característicos das gotas formadas pela injeção de o etanol hidratado na câmara primária com diferentes pressões de injeção (manométricas).	127
Figura 8.16 - Funções densidade de probabilidade (frequência) dos diâmetros das gotas formadas pela injeção de etanol hidratado na câmara primária para diferentes pressões de injeção (manométricas).	128
Figura 8.17 - Comparações dos valores experimentais do SMD com as formulações semi-empíricas, para injeção de biodiesel de soja B100 na câmara primária a diferentes pressões de injeção (manométrica).	129
Figura 8.18 - Distribuições cumulativas de volume e diâmetros característicos das gotas formadas pela injeção de biodiesel de soja B100 na câmara primária com diferentes pressões de injeção (manométricas).....	130
Figura 8.19 - Funções densidade de probabilidade (frequência) dos diâmetros das gotas formadas pela injeção de biodiesel de soja B100 na câmara primária para diferentes pressões de injeção (manométricas).....	130
Figura 8.20 - Comportamento dos diâmetros característicos da mistura de etanol hidratado e biodiesel de soja a diferentes pressões aplicadas ao injetor centrífugo dual.....	133
Figura 8.21 - Diâmetros médios de Sauter de misturas de etanol hidratado e biodiesel de soja a diferentes pressões aplicadas ao injetor centrífugo dual.	133
Figura 8.22 - Distribuições cumulativas e diâmetros característicos para a mistura de etanol hidratado e biodiesel de soja com diferentes pressões aplicadas na câmara primária.	134
Figura 8.23 - Curvas de frequência e diâmetros característicos para a mistura de etanol hidratado e biodiesel de soja com diferentes pressões aplicadas no injetor centrífugo dual.	134
Figura A.1 - Biocombustíveis usados nos testes: a) etanol hidratado e b) o biodiesel de soja.....	143
Figura A.2 - Picnômetro de 50 ml usado na medida das massas específicas dos líquidos.....	146
Figura A.3 - Materiais usados para realizar a medição da densidade.....	147
Figura A.4 - Esquema de operação de um viscosímetro de Ostwald Cannon Fenske.	152
Figura A.5 - Arranjo experimental para realizar a medição de viscosidade.....	152

Figura A.6 - Comportamento da viscosidade da água com a temperatura.	157
Figura A.7 - Forças de ação de mudança de uma molécula líquida na superfície e uma molécula no interior de um líquido exercidas por moléculas vizinhas.....	158
Figura A.8 - Arranjo experimental para realizar a medição da tensão superficial de um líquido.	159
Figura A.9 - Esquema do método do anel.	159
Figura B.1 – Imagem do software desenvolvido para o processamento de imagens...	167
Figura C.1 - Visualização do spraytec junto com a tela do software fornecido.....	169
Figura D.1 - Esquema da câmara primária do injetor centrífugo dual.	185
Figura D.2 - Esquema da câmara secundária do injetor centrífugo dual.....	186
Figura D.3 - Esquema do sistema de alimentação e o injetor centrífugo dual.	187

LISTA DE TABELAS

	<u>Pág.</u>
Tabela 2.1 - Características dos atomizadores.....	9
Tabela 2.2 - Padrões universais de atomização.	17
Tabela 2.3 - Influência das variáveis no momento da atomização.	18
Tabela 4.1 - Resumo dos parâmetros principais do injetor.	52
Tabela 8.1 - Resumo dos diâmetros de gotas mais comuns.	114
Tabela A.1 – Características do etanol hidratado fornecido pela empresa Ipiranga. ...	144
Tabela A.2 – Características do biodiesel de soja fornecido pela empresa Bioverde. .	146
Tabela A.3 - Densidade da água a diferentes temperaturas.....	148
Tabela A.5 - Índices de refração dos líquidos testados.	161
Tabela A.6 - Medidas da tensão superficial da água a 26 °C.	162
Tabela A.7 - Medidas de densidade do etanol a 25 °C.....	162
Tabela A.8 - Medidas da viscosidade do etanol a 28 °C.	163
Tabela A.9 - Medidas da tensão superficial do etanol a 26 °C.....	163
Tabela A.10 - Medidas da densidade do biodiesel a 28 °C.	164
Tabela A.11 - Medidas da viscosidade do biodiesel a 28 °C.	164
Tabela A.12 - Medidas da tensão superficial do biodiesel a 28 °C.....	165

LISTA DE SIGLAS E ABREVIATURAS

INPE	Instituto Nacional de Pesquisas Espaciais
LCP	Laboratório Associado de Combustão e Propulsão
SID	Serviço de Informação e Documentação
TDI	Teses e Dissertações Internas
SPG	Serviço de Pós-Graduação
GUI	Graphical User Interface
DMM	Diâmetro Médio de Massa
LADETEL	Laboratório de Desenvolvimento de Tecnologias Limpas

LISTA DE SÍMBOLOS

A	Área transversal, m^2
A_L	Área transversal do líquido, m^2
C	Constante geométrica (r_{cv}/r_s), -
C_d	Coefficiente de descarga, -
d_f	Diâmetro da passagem de entrada, m
F	Força, N
g	Aceleração da gravidade, m/s^2
h	Deslocamento vertical, m
K	Parâmetro geométrico do injetor, -
l_f	Comprimento da passagem de entrada, m
m	Massa do líquido, kg
\dot{m}	Vazão mássica, kg/s
n	Número de furos, -
P	Pressão, N/m^2
P_a	Pressão ambiente, N/m^2
P_{inj}	Pressão de injeção, N/m^2
Q	Razão de fluxo volumétrico, m^3/s
r	Posição radial, m
R	Raio de gota, m
r_{cna}	Raio do nucleo de ar na câmara de vórtice, m/s^2
r_{cv}	Raio da câmara de turbulência, m
r_f	Raio do furo de entrada, m
R_m	Raio médio ($r_{cv} - r_f$), m
r_s	Raio de saída, m
r_{sna}	Raio de saída do núcleo de ar, m
T	Temperatura, ° C
u	Velocidade axial, m/s

u_s	Velocidade axial de saída, m/s
u_{sev}	Velocidade axial de saída da câmara de vórtice, m/s
v	Velocidade radial, m/s
\widehat{V}	Volume, m ³
W	Trabalho mecânico, J
w_f	Velocidade tangencial do furo, m/s
x	Posição axial, m
Z	Função que relaciona os efeitos de atrito, -
α	Ângulo meio do spray formado na câmara primária, °
β	Ângulo meio do spray formado na câmara secundária, °
ε	Coefficiente de enchimento, -
ξ_{inj}	Coefficiente de perda total nos canais tangenciais de entrada, -
ξ_o	Coefficiente de perda inicial para os canais tangenciais de entrada, -
η	Viscosidade dinâmica, N s/m ²
θ	Posição angular, rad
ν	Viscosidade cinemática, m ² /s
λ_c	Coefficiente de Blasius, -
ΔP	Pressão manométrica, N/m ²
Re	Número de Reynolds, -

Subscritos

cv	Câmara de vórtice
i	Interno
L	Líquido
$liqpb$	Líquido problema
s	Saída
sec	Secundária
$sprimext$	Saída da parte externa da câmara primária
$prim$	Primária

SUMÁRIO

Pág.

1	INTRODUÇÃO	1
1.1.	Objetivo	3
1.2.	Estrutura do trabalho.....	4
2	CONCEITOS BÁSICOS	5
2.1.	A atomização de líquidos.....	5
2.2.	Tipos de atomizadores (injetores).....	6
2.2.1.	Atomizadores por pressão	8
2.2.2.	Atomizadores rotativos	12
2.2.3.	Atomizadores com dois fluidos.....	13
2.2.4.	Outros tipos de atomizadores	14
2.3.	Padrões de atomização e parâmetros que afetam a medida da pulverização.	16
2.3.1.	Padrões de atomização	16
2.3.2.	Parâmetros que afetam a formação dos <i>sprays</i>	17
2.4.	Desintegração de lâminas cônicas.	19
3	TEORIA PARA PROJETAR INJETORES CENTRÍFUGOS.....	21
3.1.	Fundamentos teóricos para o projeto de injetores centrífugos duais	21
3.1.1.	Teoria para o projeto da câmara primária	22
3.1.2.	Teoria para o projeto da câmara secundária.....	39
3.2.	Fundamentos teóricos sobre injetores duais	43
3.2.1.	A vazão mássica resultante do injetor dual	44
3.2.2.	O ângulo de cone resultante do injetor dual.....	45
4	PROTÓTIPO DO INJETOR E BANCADA DE TESTES.....	47
4.1.	Procedimento para projetar injetores centrífugos.	47
4.2.	Fabricação do injetor dual.....	51
4.3.	Bancada de testes	53
5	VAZÕES MÁSSICAS E COEFICIENTES DE DESCARGA	57
5.1.	Vazão mássica ideal (\dot{m}_{ideal})	57
5.2.	Vazão mássica experimental (\dot{m}_{exp})	57

5.3. Coeficiente de descarga	58
5.4. Formulações semi-empíricas para determinação do coeficiente de descarga para injetores centrífugos	59
5.4.1. Carlisle	59
5.4.2. Ritz – lefebvre	59
5.4.3. Jones	59
5.4.4. Ballester – dopazo	60
5.5. Resultados obtidos para as vazões mássicas e os coeficientes de descarga.....	60
5.5.1. Vazão mássica em função da pressão	60
6 ÂNGULO DE CONE DO SPRAY.....	79
6.1. Formulações teóricas do ângulo de <i>spray</i>	80
6.2. Formulações semi-empíricas do ângulo de <i>spray</i>	82
6.3. Efeitos do fluido real sobre o ângulo de cone de <i>spray</i>	83
6.4. Medição experimental do ângulo de cone do <i>spray</i>	84
6.4.1. Software para o processamento de imagens.....	85
6.4.2. Metodologia experimental.....	85
6.5. Resultados obtidos	87
7 MEDIÇÃO DA DISTRIBUIÇÃO DE MASSA.....	95
7.1. Medição experimental da distribuição de massa	97
7.2. Software para análise da distribuição de massa do <i>spray</i>	98
7.3. Resultados para as distribuições de massa.....	100
8 DIÂMETROS DAS GOTAS FORMADAS PELO INJETOR	107
8.1. Difração laser.....	107
8.2. O tamanho das partículas	108
8.3. Princípios básicos do funcionamento do sistema laser <i>spraytec</i>	109
8.4. Procedimento para aquisição de dados	112
8.5. Definições para o tamanho da gota.....	112
8.6. Formulações semi-empíricas para determinar o diâmetro de sauter em injetores centrífugos simples.....	117
8.7. Validação do <i>spraytec</i> da malvern para realizar medidas dos <i>sprays</i>	119
8.8. Resultados obtidos para os diâmetros médios das gotas.....	122
8.8.1. Resultados para os diâmetros médios das gotas com injeção de água.....	122
8.8.2. Resultados para os diâmetros médios das gotas com injeção de etanol.....	126

8.8.3. Resultados para os diâmetros médios das gotas com injeção de biodiesel	128
8.8.4. Resultados para os diâmetros médios das gotas com injeção de etanol na câmara primária e biodiesel na câmara secundária	131
9 CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS	135
APÊNDICE A – características dos biocombustíveis testados	143
A.1.1. Etanol.....	144
A.1.2. Biodiesel	144
A.2. Metodologia experimental para caracterização dos líquidos.....	146
A.2.1. Medição da massa específica.....	146
A.2.2. Medição da viscosidade.....	150
A.2.3. Medição da tensão superficial	158
A.3.1. Dados medidos das características da água	161
A.3.2. Dados medidos das características do etanol.....	162
A.3.3. Dados medidos das características do biodiesel de soja.....	164
APÊNDICE B – software para o cálculo do ângulo de cone	167
APÊNDICE C – procedimento de utilização do software spraytec	169
APÊNDICE D– desenhos do injetor centrifugo dual	185

1 INTRODUÇÃO

A partir de 1970 houve um aumento significativo dos estudos sobre processos de atomização de líquidos que se tornou um campo multidisciplinar de pesquisa. Esse crescimento foi também acompanhado por avanços na área de diagnósticos com laser para análise de *sprays* (nuvens de gotas) e pelo desenvolvimento de modelos teóricos para os processos de formação e de combustão de *sprays*. O entendimento dos processos básicos de atomização e o conhecimento das capacidades e limitações destes processos são importantes para o projeto e a operação de sistemas com injetores. É fundamental conhecer o tipo de atomizador ideal para cada aplicação e como o desempenho de um dado atomizador é afetada pela variação das propriedades do líquido e pelas condições de operação.

A transformação de filmes líquidos em *sprays* possui aplicações amplas que vão da indústria à medicina. Vários dispositivos para atomização de líquidos têm sido desenvolvidos, os quais são denominados atomizadores, nebulizadores, injetores ou bocais.

Lefebvre (1989) indica que o processo de atomização é aquele em que um jato, folha ou filme líquido é desintegrado pela energia cinética do próprio líquido, pela exposição a uma corrente de ar ou gás a alta velocidade ou como resultado da aplicação de energia mecânica externa através de dispositivos rotativos ou vibratórios. Yule (2002), por sua vez, define atomização como a ação de instabilização e de quebra de um filamento ou porção de líquido, ou seja, a ruptura da superfície do líquido contra as tensões superficiais e a dissipação de energia através das forças viscosas, transformando a corrente líquida em filmes e ligamentos instáveis, gotas e finalmente gotículas. Devido à natureza aleatória do processo de atomização, o *spray* resultante é usualmente caracterizado por um amplo espectro de tamanhos de gotas.

A combustão de combustíveis líquidos em motores diesel, motores a ignição por centelha, turbinas, motores foguete e fornalhas industriais são dependentes de uma atomização eficiente para aumentar a área superficial específica do combustível e

atingir altas taxas de mistura e evaporação. Na maioria dos sistemas de combustão, a redução do diâmetro médio da gota leva a altas taxas volumétricas de liberação de calor, à facilidade de acendimento, a uma faixa maior de queima e a uma menor produção de poluentes.

Existem vários processos básicos associados à maioria dos métodos de atomização. Por exemplo, o escoamento no interior do atomizador governa a turbulência no combustível líquido ejetado. O desenvolvimento do jato ou lâmina de líquido na saída do injetor e o crescimento de pequenas perturbações que conduzem à desintegração em ligamentos e depois em pequenas gotas. Estes fenômenos são de importância fundamental para a determinação da forma e da penetração do *spray* resultante, assim como o valor da velocidade do jato e a distribuição do tamanho das gotas formadas. Todas estas características são bastante afetadas pela geometria interna do atomizador, pelas propriedades do meio gasoso e pelas propriedades físicas do líquido. Por exemplo, uma maior viscosidade do líquido inibe o crescimento de instabilidades hidrodinâmicas e atrasa o início da desintegração do jato líquido saindo do injetor. Na maioria dos casos, a turbulência no líquido, a cavitação no bocal e a interação aerodinâmica com o meio gasoso, que aumenta com a densidade do meio, contribuem para a atomização (LEFEBVRE, 1989).

Os líquidos empregados com para esta pesquisa são os biocombustíveis os quais geralmente são fabricados a partir de vegetais tais como milho, soja, cana de açúcar, mamona, canola, babaçu, cânhamo e outros. Podem também ser produzidos a partir de lixo orgânico ou de gordura animal. Os biocombustíveis podem ser usados diretamente nas câmaras de combustão ou misturados a combustíveis fósseis. Uma vantagem potencial do uso dos biocombustíveis é a redução da emissão de gases poluentes devido, principalmente, à absorção do CO₂ atmosférico através da fotossíntese das plantas produtoras de biocombustíveis. Além disso, os biocombustíveis são uma fonte de energia renovável ao contrário dos combustíveis de origem fóssil como o óleo diesel, gasolina, querosene, carvão mineral e outros.

O etanol e o biodiesel são os principais biocombustíveis utilizados atualmente, porém apresentam o inconveniente de não serem miscíveis, dificultando a utilização de suas misturas. A mistura de etanol e biodiesel pode ser efetuada através de agentes surfactantes, porém causando aumento de custos e a geração de novos poluentes. Uma alternativa potencial é a utilização de injetores flexíveis adaptados ao emprego desses dois biocombustíveis.

Considerando as oportunidades de investigação científica que se apresentam atualmente, indicando o aperfeiçoamento da injeção de combustíveis e as limitações ainda presentes na simulação computacional dos fenômenos envolvidos no processo de atomização, pode-se concluir que há espaço para o aprofundamento de estudos fenomenológicos em atomização. Além disso, a abordagem mista, com forte base experimental, revela-se como uma alternativa viável para a formulação de correlações preditivas, ferramentas importantíssimas ao projeto e avaliação de injetores. É, portanto, motivador o prosseguimento da investigação científica de injetores segundo uma abordagem teórica e experimental.

1.1. Objetivo

O presente trabalho visa realizar um estudo teórico-experimental de um injetor centrífugo dual para atomização de etanol, biodiesel e suas misturas, objetivando sua utilização em processos de combustão. A vantagem deste tipo de injetor é que tem uma faixa ampla de vazão, o ângulo de spray é relativamente constante e apresenta uma boa atomização. Será projetado e fabricado um protótipo para determinação de suas características operacionais em uma bancada de testes especialmente projetada e construída para este fim. O *spray* formado será analisado através de técnicas fotográficas, de um paternador e de um sistema a laser por difração modelo Spraytec da empresa Malvern. Serão determinados os efeitos das pressões de operação sobre as vazões e os coeficientes de descarga do injetor, os ângulos dos cones de atomização, as distribuições de massa do líquido atomizado, as funções de distribuição dos tamanhos das gotas e os diâmetros característicos das gotas.

1.2. Estrutura do trabalho

Com o objetivo de proporcionar uma visão do trabalho realizado, o Capítulo 1 apresenta a introdução e o objetivo deste trabalho de dissertação. No Capítulo 2, mostra-se um breve resumo dos conceitos básicos utilizados nos processos de atomização, uma descrição de alguns dispositivos de injeção (injetores) utilizados na indústria e aplicações da engenharia, fatores que afetam a formação do *spray* no processo de injeção de líquidos, e as etapas que experimentam as lâminas cônicas para conseguir a desintegração do filme líquido em injetores centrífugos. O Capítulo 3 apresenta uma breve descrição da teoria relacionada com o estudo de injetores centrífugos o qual foi utilizada para projetar o injetor centrífugo dual. O dimensionamento do injetor dual projetado e a bancada de testes são descritas no Capítulo 4. Os resultados obtidos e a análise do comportamento da vazão mássica e o coeficiente de descarga encontra-se descrito no Capítulo 5. Os resultados relacionados com o ângulo de cone gerado pelo injetor são apresentados no Capítulo 6. As medições de distribuição de massa são obtidas com um paternador mecânico projetado para esta dissertação e os resultados são apresentados no Capítulo 7. O comportamento e análise dos diâmetros de gota característicos gerados na etapa de atomização são apresentados no Capítulo 8. A conclusão final desta dissertação e as propostas para futuros trabalhos são descritos no Capítulo 9.

2 CONCEITOS BÁSICOS

2.1. A atomização de líquidos

Atomizadores para fragmentação de líquidos em gotas podem ser vistos em chuveiros, frascos de perfumes, desodorantes e mangueiras de jardim. Outro exemplo doméstico em que se pode observar claramente o processo de atomização é o derramamento de líquido de um recipiente. Ao se levantar pouco a pouco a parte superior do recipiente, o líquido tende a se alongar e, num determinado momento, ocorre a quebra do líquido dando lugar à formação de ligamentos e de gotas.

Um *spray* é uma coleção de gotas em movimento, resultante do processo de atomização, conforme mostra o esquema da Figura 2.1. Em geral, existe uma grande variedade de tamanhos de gotas dentro de um *spray*.

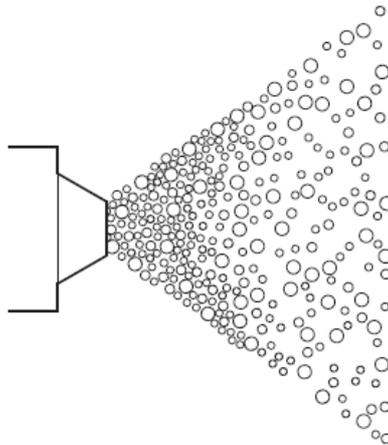


Figura 2.1 - Esquema de um spray.

Pode-se definir uma gota como uma pequena partícula de líquido com uma geometria esférica ou aproximadamente esférica. As gotas são esféricas devido à tensão superficial do líquido no gás. Além disso, a tensão superficial faz com que lâminas líquidas ou ligamentos finos de líquido tornem-se instáveis, quebrando-se em pequenas gotas.

A tensão superficial σ é a energia que deve ser fornecida ao líquido para aumentar a sua área superficial de uma unidade. Laplace deduziu a equação clássica relacionando a tensão superficial com as pressões interna e externa em uma gota, conforme se mostra a seguir.

Seja uma gota de raio R e área superficial A , com pressão interna p_i e a uma pressão ambiente p_a . O trabalho dW necessário para expandir a gota de um volume $d\hat{V}$ é

$$dW = -p_i d\hat{V} + p_a d\hat{V} + \sigma dA \quad (2.1)$$

Quando ocorre equilíbrio mecânico tem-se $dW = 0$. Uma vez que a área superficial da gota é $A = 4\pi R^2$ então $dA = 8\pi R dR$. Usando estes resultados na Eq. (2.1), obtém-se a conhecida equação de Laplace:

$$p_i - p_a = \frac{2\sigma}{R} \quad (2.2)$$

Esta equação mostra que gotas têm pressão interna maior que a pressão ambiente. Gotas de água com raio de 1 micrón têm pressão interna cerca de duas vezes maior que a pressão atmosférica. Portanto, gotas pequenas tendem a desaparecer em contato com gotas maiores.

2.2. Tipos de atomizadores (injetores)

Um *spray* pode ser produzido de vários modos. Essencialmente, tudo o que se necessita é uma alta velocidade relativa entre o líquido a ser atomizado e o meio gasoso. Alguns atomizadores atingem esse objetivo pela descarga de um jato do líquido em alta velocidade em um meio gasoso que se move lentamente. Exemplos notáveis são os atomizadores por pressão e os atomizadores rotativos, que ejetam o líquido em alta velocidade da periferia de um disco rotativo ou copo. Outros atomizadores expõem o filme líquido de baixa velocidade a uma corrente gasosa de alta velocidade. Estes

podem ser atomizadores com dois fluidos (twin-fluid), assistidos por ar (air-assist) ou por rajada de ar (air blast) (LEFEBVRE, 1989).

A Figura 2.2 mostra esquemas de alguns tipos de injetores mais comuns e a Tabela 1 mostra características desses injetores e de outros. Em seguida são apresentadas descrições detalhadas dos injetores listados.

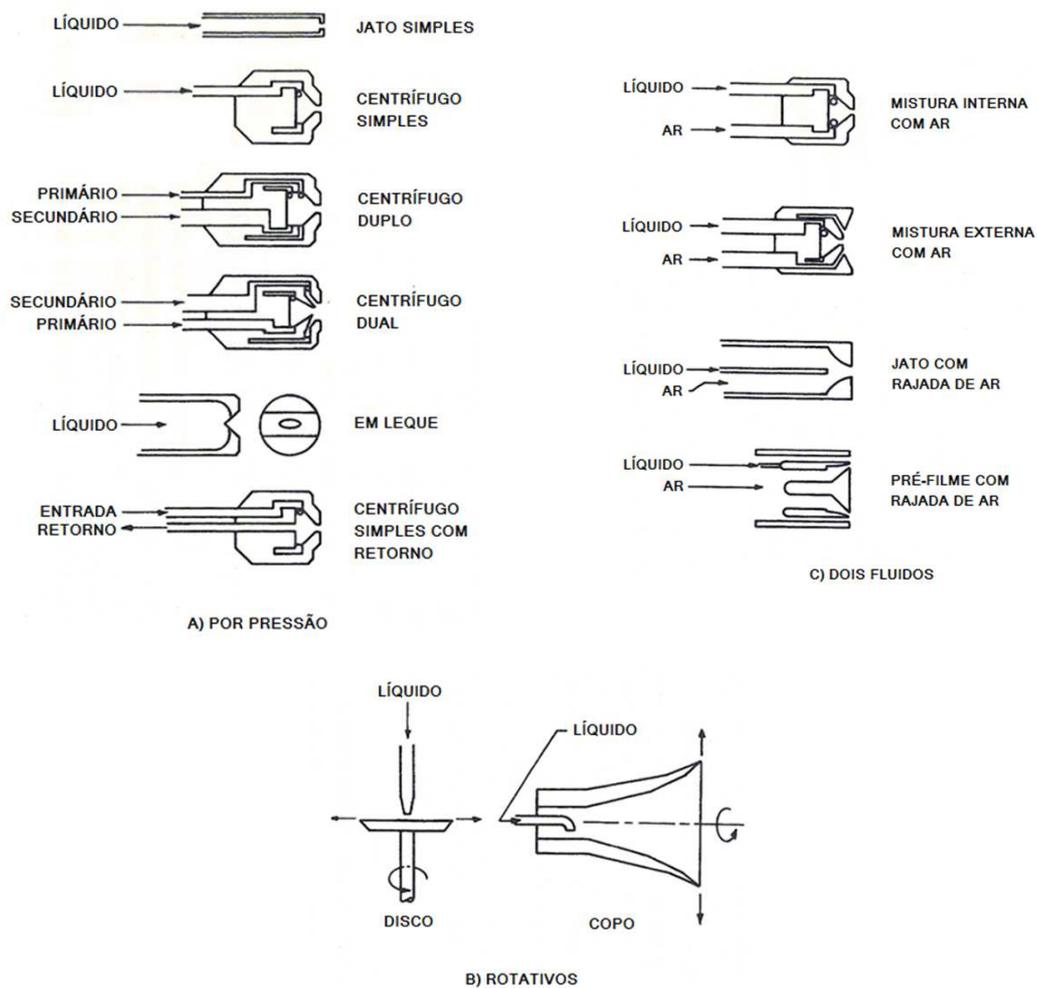


Figura 2.2 - Classificação de injetores.
Fonte: Adaptado de Lefebvre (1989)

2.2.1. Atomizadores por pressão

Quando um líquido é descarregado sob pressão por uma pequena abertura, a pressão é convertida em energia cinética, de modo que $\Delta P = \rho V^2 / 2$, onde ΔP é a diferença de pressão na injeção, ρ e V são a densidade (massa específica) e a velocidade do líquido, respectivamente. Para hidrocarbonetos típicos, na ausência de perdas por atrito, uma diferença de pressão da ordem de 0,15 MPa (1,5 atm) produz uma velocidade de saída da ordem de 20 m/s. Como a velocidade aumenta com a raiz quadrada da pressão, a 0,6 MPa (6 atm) a velocidade de saída atinge 40 m/s, enquanto que a 2,4 MPa (24 atm) ela alcança 80 m/s. A seguir são descritos atomizadores por pressão mais comuns, de acordo com Lefevbre (1989).

Injetor pressurizado de orifício simples. Um orifício simples é usado para injetar um jato cilíndrico de líquido em um meio gasoso, em geral ar. Quando se usam pequenos orifícios, a atomização é bastante fina, mas na prática devido à dificuldade de se obter líquidos livres de impurezas sólidas (partículas), o diâmetro mínimo do orifício situa-se em torno de 0,3 mm. Aplicações típicas desse tipo de injetor são: pós-queimadores de turbojatos, estado-reatores (ramjets) e motores foguete.

Injetor centrífugo simples (pressure-swirl simplex). Este atomizador tem um orifício circular de saída precedido por uma pré-câmara dentro da qual vários orifícios ou ranhuras tangenciais injetam combustível. O líquido girando cria um núcleo de ar ou gás que se estende do orifício de descarga até o fundo da câmara vortical. O líquido emerge do orifício de descarga como um filme líquido na forma de um cone oco que se desintegra em um *spray* fino. O ângulo do cone varia de 30° a cerca de 180°, dependendo da aplicação em vista. Uma atomização fina ocorre em altos ângulos de cone e altas pressões de operação. Para algumas aplicações prefere-se um *spray* de cone sólido. Isto é conseguido injetando-se axialmente uma coluna de líquido ou pela utilização de algum outro dispositivo que injete no centro do cone oco gotas para preenchê-lo. Estes dois modos de injeção criam uma distribuição bimodal de tamanhos de gotas, as gotas do centro do cone sendo maiores do que as da periferia.

Tabela 2.1 - Características dos atomizadores.

Tipo	Descrição	Vantagens	Desvantagem	Aplicações
Por pressão	Orifício simples	1. Simples, barato. 2. Robusto.	1. Ângulo estreito de pulverização. 2. Spray forma um cone sólido.	Motores diesel, motores a jato com pós-combustão, ramjets.
	Centrífugo simples	1. Simples, barato. 2. Amplo ângulo de pulverização (até 180°).	1. Precisam de altas pressões. 2. O ângulo máximo do cone varia com a diferença de pressão e a densidade do ambiente gasoso.	Turbinas a gás e fornos industriais.
	Centrífugo duplo	Mesmo que o Simplex, mas tem boa atomização em faixa ampla de vazões de líquido.	O ângulo do spray diminui à medida que a vazão de líquido aumenta.	Câmaras de combustão de turbinas a gás.
	Centrífugo dual	1. Boa atomização. 2. Faixa de vazão ampla, até 50:1. 3. Ângulo do spray relativamente constante.	1. Atomização pobre na faixa de transição. 2. Complexidade no projeto. 3. Susceptibilidade de bloqueio em pequenos orifícios.	Vasta gama de aviões e turbinas a gás industriais.
	Centrífugo com retorno	1. Construção simples. 2. Boa atomização em toda a faixa de vazões. 3. Ampla faixa de operação. 4. Furos e canais grandes reduzem risco de bloqueio de fluxo.	1. Ângulo do spray varia com a vazão. 2. Potência requerida é maior que em outros atomizadores de pressão, exceto com descarga máxima.	Vários tipos de combustor. Tem bom potencial para fluidos de alta viscosidade e combustíveis de baixa estabilidade térmica.
	Spray em leque	1. Boa atomização. 2. Padrão elíptico estreito pode ser vantajoso.	Precisa de altas pressões.	Revestimento de superfícies com altas pressões, câmaras de combustão anulares.
Rotativos	Disco	1. Uma atomização quase uniforme é possível com pequenos discos girando a velocidades elevadas. 2. Controle independente da qualidade e da vazão.	Produz uma pulverização a 360°.	Secagem por spray. Pulverização de plantações.
	Copo	Capaz de atomizar fluidos de alta viscosidade.	Pode exigir rajada de ar na periferia.	Secagem por atomização. Resfriamento por atomização.
Assitidos por ar	Mistura interna	1. Boa atomização. 2. Canais grandes evitam entupimento. 3. Pode atomizar líquidos de alta viscosidade.	1. Líquido pode retornar p/ linha de ar. 2. Exige dispositivo auxiliar de medição. 3. Precisa de uma fonte externa de alta pressão de ar ou vapor.	Fornos industriais. Turbinas a gás industriais.
	Mistura externa	O mesmo que o de mistura interna, mas a construção impede o retorno do líquido para a linha de ar.	1. Precisa de uma fonte externa de ar a alta pressão ou de vapor. 2. Não permite altas razões líquido/ar.	Fornos industriais. Turbinas a gás industriais.
Por rajada de ar	A Jato	1. Boa atomização. 2. Simples, barato.	1. Ângulo de pulverização estreito. 2. Desempenho inferior ao injetor por pré-filme.	Turbinas industriais a gás.
	Pré-filme	1. Boa atomização, em especial em ambientes com alta pressão (ar). 2. Amplo ângulo de pulverização.	Atomização pobre em baixas velocidades do ar.	Vasta gama de turbinas a gás industriais e aeronáuticas.
Ultra-sônico		1. Atomização muito fina. 2. Baixa velocidade de pulverização.	Não é possível trabalhar com elevadas vazões.	Pulverizadores médicos. Umidificação. Secagem por atomização. Limpeza de superfícies por ácido. Combustão.
Eletrostático		Atomização muito fina.	Não é possível trabalhar com vazões elevadas.	Pintura com spray. Impressão.

Fonte: Adaptado de Lefevbre (1989).



Figura 2.3 - Atomizador de pressão em operação.

Injetor centrífugo com *spray* quadrado (pressure swirl square spray). É essencialmente um bocal de cone sólido, porém com seu orifício de saída especialmente formatada para distorcer o *spray* cônico em um padrão grosseiramente na forma de um quadrado (tronco de pirâmide de seção quadrada). A qualidade da atomização não é tão alta quanto a de um bocal de cone oco convencional, mas, quando é usado em uma combinação de múltiplos atomizadores, uma área de cobertura bastante satisfatória pode ser obtida.

Injetor centrífugo duplo (pressure-swirl duplex). Uma desvantagem de todos os tipos de atomizadores por pressão é que a vazão de líquido é proporcional à raiz quadrada do diferencial de pressão. Na prática isto limita a faixa de vazões para o tipo simples a cerca de 10 para 1. O tipo duplo sobrepuja esta limitação pela alimentação da câmara vortical por dois conjuntos distintos de ranhuras ou orifícios tangenciais, tendo suprimentos separados de líquido. O conjunto menor de orifícios (ou ranhuras) é denominado de alimentação primária e o conjunto maior de orifícios (ou ranhuras) de alimentação secundária. A baixas vazões, todo o líquido a ser atomizado escoava pelo conjunto primário de orifícios (ou ranhuras). À medida que a vazão aumenta e a pressão de injeção aumenta abre-se a válvula que alimenta o conjunto secundário. Este atomizador (duplo) atinge boa atomização na faixa de 40:1 sem a necessidade do emprego de diferenciais de pressão muito altos. No entanto, quando a entrada secundária é aberta existe uma pequena faixa de operação em que a atomização é

ineficiente. Por outro lado, o ângulo de abertura do *spray* muda com a vazão, sendo alto para pequenas vazões e diminui à medida que a vazão aumenta.

Injetor centrífugo dual (pressure swirl dual). É similar ao tipo centrífugo duplo exceto por possuir duas câmaras de turbilhonamento separadas e concêntricas, uma para o conjunto primário de orifícios e a outra para o conjunto secundário de orifícios. Estas câmaras são alinhadas concentricamente de forma que suas gargantas despejam o líquido em uma garganta comum. Na operação com apenas um líquido, em baixas vazões, todo o líquido passa através da câmara e da garganta internas. Em altas vazões o líquido continua a fluir pela garganta primária, mas a maioria do líquido passa através da garganta secundária exterior, que é projetada para vazões muito mais altas. Assim como no injetor centrífugo do tipo duplo, quando a válvula abre para o escoamento secundário existe uma faixa de operação em que a atomização é bastante pobre. O atomizador centrífugo dual oferece maior flexibilidade do que um atomizador centrífugo do tipo duplo. Por exemplo, pode-se projetá-lo para que o *spray* primário e o *spray* secundário se fundam formando um *spray* único. Alternativamente pode ser projetado para que o *spray* primário e o secundário tenham ângulos de abertura diferentes, sendo o primeiro otimizado para baixas vazões e o segundo para altas vazões.

Injetor centrífugo com retorno (pressure swirl with spill return). É basicamente um injetor tipo centrífugo simples, porém com uma linha de retorno no fundo ou ao lado da câmara de turbilhonamento e uma válvula para o controle da quantidade de líquido a ser removida da câmara para retornar à linha de suprimento. Obtém-se faixa de operação bastante ampla. A qualidade da atomização é sempre boa porque a pressão de operação é alta e constante, a redução da vazão é obtida pelo ajuste da válvula de retorno. Fornece um *spray* do tipo cone oco, com aumento do ângulo do *spray* com a diminuição da vazão.

Injetor pressurizado com *spray* em leque. Existem vários modos de se produzir um *spray* plano ou em leque. O mais comum é aquele no qual o orifício de saída é formado

pela intersecção de uma ranhura em V com uma cavidade hemisférica com uma entrada de líquido cilíndrica. Isto produz um filme líquido paralelo ao eixo maior do orifício, que se desintegra em um fino *spray* elíptico. Também pode ser produzido pelo impacto de um jato líquido em uma superfície curva defletora, mas esse tipo produz um *spray* não muito fino. Ângulos grandes de *spray* e uma vasta gama de vazões podem ser obtidos com esse tipo de injetor. Devido aos canais relativamente grandes, o problema de entupimento é minimizado. Este tipo de *spray* também pode ser produzido pela colisão de jatos de líquidos. Se dois jatos líquidos colidirem fora do injetor, eles formam um filme líquido plano perpendicular ao plano dos jatos. Este tipo de atomização é relativamente pobre e altas velocidades de impacto são necessárias para se obter um *spray* com a mesma qualidade de outros injetores de pressão. É de difícil construção, uma vez que os jatos têm que colidir exatamente sem desvio de seus centros. Sua grande vantagem é o isolamento de diferentes líquidos até sua colisão fora do injetor.

2.2.2. Atomizadores rotativos

Um dos tipos mais utilizados de atomizadores rotativos compreende um disco em alta rotação com líquido sendo alimentado no centro do disco. O líquido escoar radialmente para a periferia do disco e é descarregado de sua periferia pela alta velocidade tangencial adquirida. O disco pode ser curvo ou plano, ser liso ou conter ranhuras ou aletas que guiem o líquido para a periferia. Em baixas vazões as gotas formam-se próximas à borda do disco. Em altas vazões, ligamentos e o filme líquido formam-se a partir da borda do disco e desintegram-se em gotas. Discos pequenos e com alta velocidade angular e baixas vazões são capazes de produzir *sprays* com tamanho de gotas relativamente uniforme. Um *spray* padrão de 360° é desenvolvido por discos rotativos, que são instalados em câmaras cilíndricas ou cônicas, onde um *spray* tipo guarda chuva é formado à jusante do escoamento.

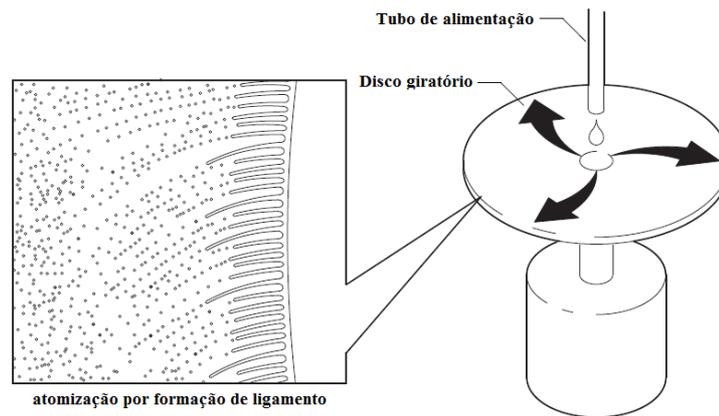


Figura 2.4 - Atomizador rotativo.

Alguns atomizadores rotativos utilizam um copo em vez de disco. O copo é usualmente menor em diâmetro do que o disco e tem formato alongado tipo uma cesta. Em alguns projetos a borda do copo é serrilhada para uniformizar a distribuição de gotas do *spray*. Uma corrente de ar é utilizada algumas vezes para formatar o *spray* e levar as gotas formadas para longe do atomizador. Ao contrário dos atomizadores por pressão, permitem variação da vazão e da velocidade do disco independentemente, o que dá maior flexibilidade de operação.

2.2.3. Atomizadores com dois fluidos

Atomizadores assistidos por ar ou gás. Neste tipo de atomizador o líquido é exposto a uma corrente de ar, gás ou vapor de alta velocidade. No tipo mistura interna, o gás e o líquido misturam-se dentro do bocal antes de descarregar através do orifício de saída. O líquido algumas vezes é alimentado através de ranhuras ou furos tangenciais para fornecer uma descarga de padrão cônico. Porém o ângulo máximo atingido pelo *spray* é de 60°. O dispositivo tende a ser energeticamente ineficiente, mas pode produzir um *spray* bem mais fino do que os atomizadores por pressão simples.

Nos de tipo mistura externa a corrente de ar colide externamente com o líquido no orifício de saída ou fora dele. Sua vantagem em relação ao de mistura interna é evitar problemas de contrapressão por não haver comunicação interna entre o líquido e o gás.

No entanto, é menos eficiente do que o de mistura interna e altas vazões são necessários para se atingir o mesmo padrão de tamanho de gotas gerado. Ambos os tipos podem atomizar líquidos muito viscosos eficientemente.

Atomizadores por rajada de ar ou gás (air blast atomizers). Estes dispositivos funcionam de maneira similar aos assistidos por ar e ambos os tipos caem na categoria geral de atomizadores com dois fluidos. A principal diferença entre o primeiro (assistido por ar, air assist) e o segundo (por rajada de ar, air blast), é que o primeiro tipo utiliza uma pequena quantidade de ar ou vapor fluindo a velocidades muito altas (usualmente sônica) enquanto o segundo emprega uma grande quantidade de ar ou vapor fluindo a velocidades bem mais baixas (< 100 m/s). Atomizadores por rajada de ar ou gás são especialmente adequados para atomizar líquidos de forma contínua em sistemas de combustão como os de turbinas a gás, onde velocidades desta magnitude são usualmente disponíveis. O tipo mais comum é aquele no qual o líquido primeiramente é transformado em um filme líquido fino de formato cônico e então submetido a correntes de ar de alta velocidade (rajadas), em ambos os lados do filme. O desempenho deste tipo de atomizador é superior ao do tipo plano por rajada de ar, no qual o líquido é injetado na corrente de ar na forma de um ou mais jatos.

2.2.4. Outros tipos de atomizadores

A maioria dos atomizadores práticos é do tipo por pressão, rotativos ou com dois fluidos. Entretanto, têm sido desenvolvidas muitas outras formas de atomizadores, para aplicações específicas. Alguns destes tipos são apresentados a seguir.

Atomizadores eletrostáticos. Um jato líquido ou filme é exposto a uma pressão elétrica intensa que tende a expandir sua área. Esta expansão se opõe às forças de tensão superficial. Se a pressão elétrica predomina, gotas são formadas. O tamanho das gotas é função da pressão elétrica, da vazão de líquido e das propriedades físicas e elétricas do líquido. As baixas vazões associadas com os atomizadores eletrostáticos têm limitado suas aplicações à pintura eletrostática e impressão sem impacto.

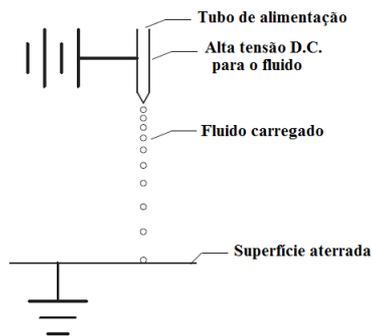


Figura 2.5 - Atomizador eletrostático.

Atomizadores ultra-sônicos. O líquido a ser atomizado é alimentado através ou sobre um transdutor e uma corneta que vibra a frequências ultra-sônicas produzindo comprimentos de ondas muito curtos necessários para a atomização. O sistema necessita de uma entrada de alta frequência elétrica, dois transdutores de pressão piezoelétricos e uma corneta. O conceito é adequado para aplicações que requeiram atomização muito fina e um *spray* de baixa velocidade. Até o presente a aplicação mais importante desses atomizadores reside na nebulização de medicamentos para inalação, onde *sprays* muitos finos produzidos na ausência de gás são necessários.

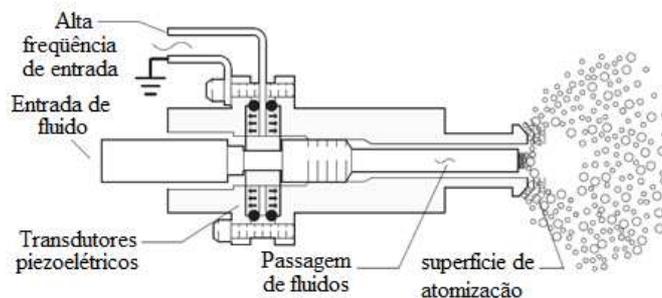


Figura 2.6 - Atomizador ultra-sônico.

Atomizadores sônicos. O gás é acelerado dentro de um dispositivo até atingir velocidade sônica e incide sobre uma placa ou cavidade anular (câmara de ressonância). As ondas sonoras produzidas refletem-se na direção da trajetória da entrada de líquido. A frequência das ondas sonoras é cerca de 20 kHz, e serve para desintegrar o líquido em gotas pequenas, abaixo de 50 μm . Os efeitos sônicos e pneumáticos são difíceis de se

isolar uma do outro. Esforços têm sido envidados para projetar-se atomizadores que operem acima da frequência limite audível humano para diminuir o barulho. Entretanto em algumas aplicações o campo sonoro pode resultar em benefício (exemplo combustão).

Atomizador tipo catavento (moinho de vento ou “windmill”). A aplicação aérea de pesticidas (pulverização de plantações, etc.) requer um espectro de tamanho de gotas bem estreito. Atomizadores do tipo copo rotativo só fornecem o espectro necessário em baixas vazões e no modo de atomização por formação de ligamentos. Realizando cortes radiais na periferia do disco e curvando suas pontas bruscamente o disco pode ser convertido em um catavento que gira rapidamente quando inserido em um escoamento de ar proveniente do vôo de um avião (baixa velocidade) De acordo com Spillmann e Sanderson (1982), o disco desse formato constitui o ideal de um atomizador rotativo para aplicações aéreas de pesticidas. Ele fornece um espectro de tamanho de gotas estreito o suficiente para cair na gama necessária para herbicidas e em altas vazões.

Atomizador por vibração capilar. Este tipo de atomizador foi primeiro usado para o estudo da colisão e coalescência de gotas pequenas. Consiste de uma agulha hipodérmica vibrando em sua frequência natural (ressonância) podendo fornecer um fluxo de gotas uniformes com diâmetros abaixo de 30 μm . O tamanho e a frequência com a qual as gotas podem ser produzidas dependem da vazão do líquido através da agulha, do diâmetro da agulha, da frequência de ressonância (tamanho da agulha) e da amplitude de oscilação da ponta da agulha.

2.3. Padrões de atomização e parâmetros que afetam a medida da pulverização.

2.3.1. Padrões de atomização

O padrão de atomização refere-se à seção transversal do impacto de um fluido sobre uma superfície. Os diferentes padrões de atomização são mostrados na Tabela 2.2

Tabela 2.2 - Padrões universais de atomização.

 Ponto	 cone completo	 cone oco	 cone completo oval	 cone quadrado
 linha reta	 múltiplos pontos	 cortina de líquido	 vários círculos	 Espiral

2.3.2. Parâmetros que afetam a formação dos *sprays*

Vários fatores afetam os diâmetros das gotas e a facilidade com que um jato líquido é atomizado depois de sair do orifício de um injetor.

Tensão superficial

A tensão superficial afeta o ângulo de cone do *spray*, os diâmetros das gotas e a pressão de operação necessária para o atomizador. O valor da tensão superficial da água é aproximadamente 0,073 N/m para uma temperatura de 21 °C. A maioria dos outros líquidos apresenta valores mais baixos. A adição de sabão ou outros surfactantes na água diminui drasticamente a tensão superficial.

Viscosidade

A viscosidade é a resistência de um fluido a uma força cisalhante. Se a viscosidade de um líquido for suficientemente grande, um injetor pode produzir ligamentos dentro da formação do *spray*. A viscosidade dos líquidos é muito sensível à temperatura, com pequenos incrementos na temperatura a viscosidade do líquido pode diminuir rapidamente. Assim, a viscosidade de um líquido tem um efeito significativo sobre todas as características de atomização de um líquido.

Densidade (massa específica)

O principal efeito da densidade na atomização de um líquido está na vazão do injetor. Quanto menor a densidade do fluido utilizado em um atomizador, maior será a velocidade do fluido na saída do injetor e vice-versa.

Vazão

A vazão depende da pressão de operação do injetor, da densidade e da viscosidade do líquido, e outros. O incremento da viscosidade diminui a turbulência dentro da câmara dos injetores com padrões de atomização de cone completo ou de cone oco. Outros injetores como os em leque mostram uma diminuição na vazão quando a viscosidade incrementa, porque a velocidade de saída é relativamente baixa.

Temperatura

A temperatura tem uma relação direta com outros elementos que influenciam a operação do injetor, como a densidade, a viscosidade e a tensão superficial.

Na Tabela 2.3 apresenta-se um resumo das variáveis anteriormente indicadas com relação à influência destas no processo de atomização.

Tabela 2.3 - Influência das variáveis no momento da atomização.

	Incremento na densidade	Incremento na viscosidade	Incremento na temperatura do líquido	Incremento na tensão superficial	Incremento na pressão de operação
Qualidade da distribuição	desprezível	danifica	melhora	desprezível	melhora
Vazão	diminui	(1)	(2)	não há efeito	incrementa
Ângulo de cone do spray	desprezível	diminui	incrementa	diminui	incrementa e logo diminui
Tamanho de gota	desprezível	incrementa	diminui	incrementa	diminui
Velocidade	diminui	diminui	incrementa	desprezível	incrementa
Desgaste	desprezível	diminui	(2)	não há efeito	incrementa

(1) Para os injetores com padrões de cone completo ou oco incrementa; caso dos em leque diminui.

(2) Depende da natureza do líquido e do tipo de injetor utilizado

2.4. Desintegração de lâminas cônicas.

Para o caso de uma lâmina cônica como a gerada pelos atomizadores de pressão centrífugos com uma elevada velocidade de rotação, Lefebvre (1989) descreve as diferentes configurações que obtém o escoamento ao se incrementar a pressão de injeção. Estas configurações são apresentadas na Figura 2.7:

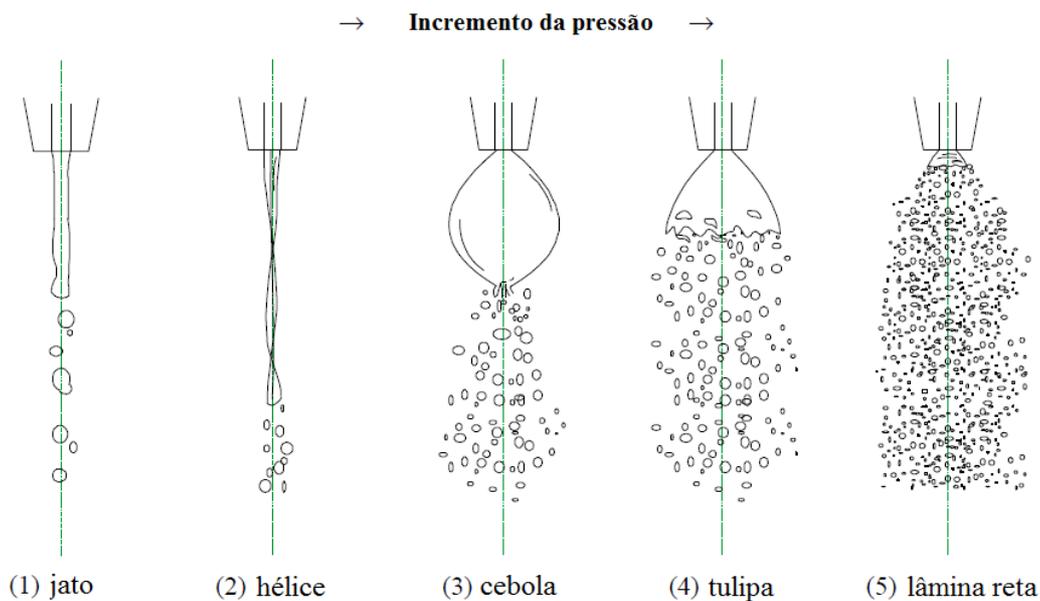


Figura 2.7 - Efeitos da pressão em atomizadores centrífugos.

O escoamento passa pelas seguintes etapas:

- (1) Desintegração do jato devido ao regime de Rayleigh. Neste regime a velocidade do líquido ejetado é relativamente baixa e a desintegração é produzida pelo aumento das oscilações axissimétricas induzidas pela tensão superficial.
- (2) Geração de estruturas helicoidais de líquido ligadas por filmes finos.
- (3) Estrutura tipo “cebola”. A lâmina líquida, que se expande inicialmente, sofre um colapso a uma determinada distância do bico o qual gera este aspecto.
- (4) Configuração tipo “tulipa”. A lâmina tende a se fechar para logo se quebrar antes de atingir o colapso.
- (5) Lâmina cônica reta. Oscilações são formadas e amplificadas, causando a ruptura da lâmina a uma certa distância cada vez menor da saída.

Chung e Presser (2001) realizaram estudos de visualização da desintegração de lâminas cônicas de líquidos com diferentes propriedades. Eles observaram que o incremento da viscosidade ou da tensão superficial do líquido inibe o crescimento das instabilidades na lâmina e atrasa o começo da desintegração. A atomização ocorre em lugares mais afastados do bico de saída do injetor e são obtidos tamanhos de gotas maiores.

3 TEORIA PARA PROJETAR INJETORES CENTRÍFUGOS

3.1. Fundamentos teóricos para o projeto de injetores centrífugos duais

Os injetores centrífugos têm uma ampla e variada aplicação em diferentes áreas da ciência e da engenharia. De acordo com Horvay e Leuckel (1984) e Bayvel e Orzechowski (1993), os atomizadores centrífugos foram introduzidos em aplicações de combustão por Körting em 1902, ano em que, provavelmente, foi patentado o primeiro atomizador deste tipo. O injetor projetado por Körting foi usado para a queima de óleo em uma caldeira.

Um injetor centrífugo dual é caracterizado pela presença de duas câmaras independentes e concêntricas, conforme mostra a Figura 3.1. A câmara interna é denominada primária e a câmara externa é denominada secundária, e servem para imprimir níveis de rotação independentes a um mesmo líquido ou a líquidos diferentes.

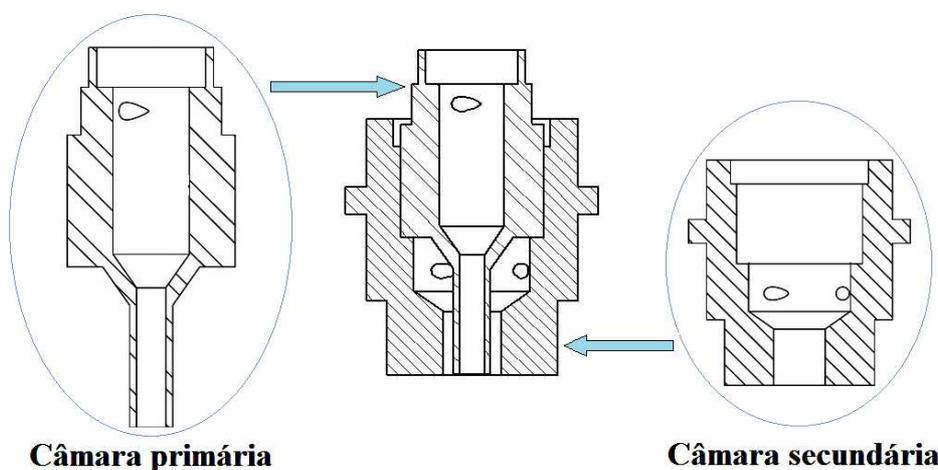


Figura 3.1 - Esquema de um injetor centrífugo dual.

A câmara primária pode ser projetada seguindo o processo de cálculo usual para um injetor centrífugo simples (simplex), mas o projeto da câmara secundária requer algumas modificações nos parâmetros geométricos.

A seguir é apresentado o projeto da câmara primária de um injetor centrífugo dual baseado na teoria de Abramovich, conforme descrito por Bazarov et al. (2004), que considera inicialmente as duas hipóteses principais:

1. Não existem perdas causadas pela forças de atrito do fluido com as paredes do injetor.
2. A quantidade de movimento do escoamento é conservado.

3.1.1. Teoria para o projeto da câmara primária

O projeto do injetor utiliza a equação de Bernoulli para o escoamento de líquido no injetor. A equação de Bernoulli resulta da integração da equação da conservação da energia ao longo de uma linha de fluxo em um escoamento irrotacional de um fluido não viscoso em regime permanente. Deduções podem ser encontradas em Bird et al. (1960) ou em Sears e Zemansky (1960). Embora tenha sido deduzida inicialmente para líquidos em regime permanente, pode ser estendida a escoamentos compressíveis transitórios. Note-se que a hipótese de irrotacionalidade refere-se a elementos de fluido em uma linha de corrente. No entanto, um injetor centrífugo impõe um movimento de giro ao escoamento macroscópico.

No caso de um líquido, a Equação de Bernoulli pode ser escrita como:

$$P + \frac{1}{2} \rho V^2 + \rho gh = \text{constante} \quad (3.1)$$

onde P é a pressão, ρ é a massa específica, g a aceleração da gravidade, h é a altura, V é o módulo da velocidade em um ponto do escoamento. A Equação 3.1 pode ser reescrita como:

$$\frac{P}{\rho} + \frac{u^2}{2} + \frac{v^2}{2} + \frac{w^2}{2} + gh = \text{constante} \quad (3.2)$$

onde u , v e w são as componentes axial, radial e tangencial da velocidade, respectivamente. O termo gh pode ser desprezado nas Equações 3.1 e 3.2 porque não há variações significativas de posição dentro de um injetor que, em geral, apresenta pequenas proporções (da ordem de centímetros). A velocidade radial também é desprezível devido à interação com as paredes internas do injetor.

Quando a velocidade do líquido é zero atinge-se a pressão de estagnação que, normalmente, corresponde à pressão no tanque de líquido. Todavia devido às perdas na linha de alimentação do injetor, pode-se considerar a pressão no líquido medida imediatamente antes da sua injeção, P_{inj} . Portanto, usando a Equação 3.2, obtém-se:

$$\frac{P}{\rho} + \frac{u^2}{2} + \frac{w^2}{2} = \frac{P_{inj}}{\rho} \quad (3.3a)$$

Dentro da câmara do injetor a pressão do núcleo de ar é igual à pressão ambiente e, por sua vez, igual à pressão na superfície do líquido dentro da câmara, conseqüentemente, $P = P_{amb}$. Em termos práticos é conveniente trabalhar com a pressão manométrica, $\Delta P = P_{inj} - P_{amb}$, de modo que:

$$\frac{u^2}{2} + \frac{w^2}{2} = \frac{\Delta P}{\rho} \quad (3.3b)$$

Considerando o escoamento dentro do injetor axissimétrico (direções x axial, r radial e θ angular) e admitindo que o escoamento seja irrotacional, ou seja, $\nabla \times \vec{V} = 0$, então:

$$[\nabla \times \vec{V}]_x = \frac{1}{r} \frac{\partial(rw)}{\partial r} - \frac{1}{r} \frac{\partial v}{\partial \theta} = \frac{1}{r} \frac{\partial(rw)}{\partial r} = 0 \quad (3.4)$$

$$[\nabla \times \vec{V}]_r = \frac{1}{r} \frac{\partial u}{\partial \theta} - \frac{\partial w}{\partial x} = -\frac{\partial w}{\partial x} = 0 \quad (3.5)$$

$$[\nabla \times \vec{V}]_\theta = \frac{\partial v}{\partial x} - \frac{\partial u}{\partial r} = 0 \quad (3.6)$$

Integrando a componente x , dada pela Equação 3.4 e observando que w não depende da posição axial x e do ângulo θ , resulta:

$$rw = \text{constante} \text{ ou } rw = c \quad (3.7)$$

Na Equação 3.7 c é uma constante. Esta equação é consequência da conservação de quantidade de movimento angular do escoamento. A Figura 3.2 apresenta um esquema dos perfis de escoamento no interior da câmara de um injetor centrífugo simples com dois canais de entrada. Os subscritos c , s e f referem-se a condições na câmara, na saída e nos furos de entrada do injetor, respectivamente. O subscrito na refere-se ao núcleo de ar formado no interior do injetor.

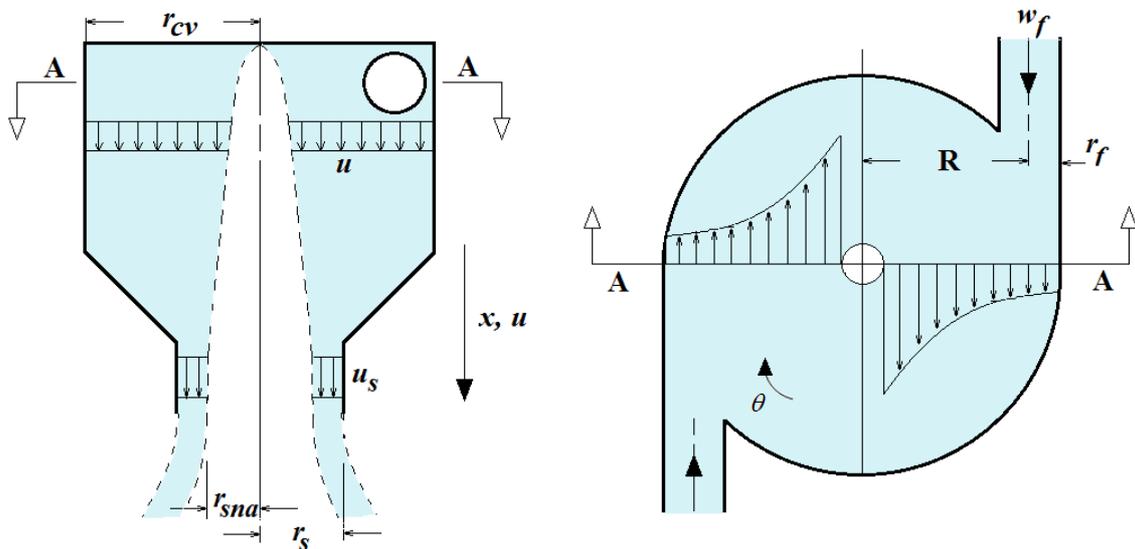


Figura 3.2 - Representação do escoamento para um injetor centrífugo com dois furos tangenciais.

3.1.1.1. Expressão analítica para a velocidade axial

Podem ser deduzidas expressões analíticas para determinar a velocidade axial na câmara de vórtice e no bico de saída. Na saída do bico a seção transversal do líquido é dada por $A_L = \pi (r_s^2 - r_{sna}^2)$ onde r_s é o raio do bico de saída e r_{sna} é o raio do núcleo de ar na saída do injetor. Como a velocidade axial é constante na saída do bico do injetor pode-se utilizar a definição de vazão volumétrica para o escoamento, resultando:

$$u_s = \frac{Q}{\pi (r_s^2 - r_{sna}^2)} \quad (3.8)$$

De modo similar, a velocidade axial do escoamento do líquido na câmara de vórtice do injetor é

$$u_{cv} = \frac{Q}{\pi (r_{cv}^2 - r_{na}^2)} \quad (3.9)$$

onde r_{cv} é o raio da câmara de vórtice e r_{na} é o raio do núcleo de ar no interior da câmara de vórtice.

3.1.1.2. Expressão analítica para a velocidade tangencial ou centrífuga

A velocidade média do líquido entrando pelos furos da câmara de vórtice pode ser calculada pela vazão volumétrica Q dividida pela área transversal dos furos de entrada, A_f . Como os furos de entrada estão posicionados de maneira tangencial, a velocidade de entrada é tangencial, dada pela expressão:

$$w_f = \frac{Q}{A_f} \quad (3.10)$$

De acordo com Giffen e Muraszew (1953), o raio da câmara de vórtice, r_{cv} , pode ser relacionado com a constante c da quantidade de movimento angular:

$$wr = w_f r_{cv} = \frac{Q}{A_f} r_{cv} = c \text{ ou } w = \frac{Q r_{cv}}{A_f r} \quad (3.11)$$

Pode-se, alternativamente, conforme a teoria de Abramovich apresentada por Bazarov (2004), admitir que a velocidade de entrada w_f atua em um raio médio $r_{cv} - r_f$ que é a distância radial desde o eixo da câmara de vórtice até a metade dos furos de entrada tangencial, assim,

$$wr = w_f (r_{cv} - r_f) = \frac{Q}{A_f} (r_{cv} - r_f) = \frac{QR}{A_f} = c$$

ou

$$w = \frac{Q (r_{cv} - r_f)}{A_f r} \quad (3.12)$$

Em particular, fazendo $r = r_{sna}$, uma expressão da velocidade tangencial, w_{sna} , para o núcleo de ar na saída do bico pode ser deduzida:

$$w_{sna} = \frac{Q}{A_f} \frac{R}{r_{sna}}$$

ou

$$w_{sna} = \frac{Q}{A_f} \frac{(r_{cv} - r_f)}{r_{sna}} \quad (3.13)$$

O coeficiente de preenchimento (BAZAROV et al., 2004) é a razão entre a seção transversal preenchida com o líquido e a seção total do bico de saída do injetor:

$$\varepsilon_{prim} = \frac{A_{Lprim}}{A_{sprim}} = \frac{\pi (r_{sprim}^2 - r_{sna}^2)}{\pi r_{sprim}^2} = 1 - \left(\frac{r_{sna}^2}{r_{sprim}^2} \right) \quad (3.14)$$

onde A_{Lprim} e A_{sprim} são as seções transversal do anel líquido e do bico de saída da câmara primária, respectivamente. Pode-se notar que como $r_{sna} < r_{sprim}$, então $\varepsilon_{prim} < 1$, e que quanto menor o raio do núcleo de ar, r_{sna} , no orifício de descarga do bico, maior será a eficiência de preenchimento, ε_{prim} .

A variação de pressão no injetor centrífugo é derivada a partir das leis de conservação. Considerando um elemento de massa infinitesimal, dm , e expressando este em coordenadas cilíndricas, obtém-se:

$$dm = \rho r d\theta dr dx \quad (3.15)$$

Como é formado um vórtice dentro da câmara, um elemento de massa do escoamento tem uma aceleração angular, w^2/r , que gera uma força, dF , que atua na direção radial em um elemento infinitesimal de superfície $dA = r d\theta dx$. Devido a isto é gerado um elemento de pressão, dP , que atua no elemento de massa infinitesimal. Portanto:

$$dP = \frac{dF}{dA} = \frac{w^2}{r} \frac{dm}{dA}$$

ou

$$dP = \frac{\frac{w^2}{r} \rho r d\theta dr dx}{r d\theta dx} = \frac{w^2 \rho}{r} dr \quad (3.16)$$

De acordo com a Equação 3.11, tem-se $w r = w_{sna} r_{sna}$, dando:

$$w = \frac{w_{sna} r_{sna}}{r} \quad (3.17)$$

E substituindo a Equação 3.17 na Equação 3.16, resulta:

$$dP = \frac{w_{sna}^2 r_{sna}^2}{r^3} \rho dr \quad (3.18)$$

Integrando esta última equação, fica

$$P = -\frac{1}{2} \rho w_{sna}^2 r_{sna}^2 \frac{1}{r^2} + \text{constante} \quad (3.19)$$

Na fronteira do núcleo de ar, a pressão é P_{amb} e tem-se a condição $r = r_{sna}$, então:

$$P_{amb} = -\frac{1}{2} \rho w_{sna}^2 r_{sna}^2 \frac{1}{r_{sna}^2} + \text{constante}$$

o que fornece

$$\text{constante} = \frac{1}{2} \rho w_{sna}^2 + P_{amb} \quad (3.20)$$

Substituindo a Equação 3.17 e a constante definida pela Equação 3.20 na Equação 3.19, obtém-se:

$$\Delta P = \frac{\rho}{2} (w_{sna}^2 - w^2) \quad (3.21)$$

A Eq. (3.21) mostra como ΔP varia ao longo do injetor em função de w ou de r , uma vez que $w = c/r$. Depois que o fluido entra na câmara de vórtice através do orifício de entrada ocorre um aumento de w porque o raio médio de rotação diminui devido ao afinilamento da câmara, conforme mostra a Figura 3.3.

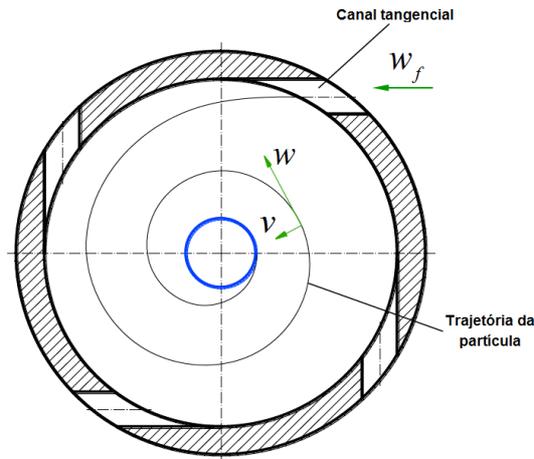


Figura 3.3 - Comportamento do escoamento dentro de uma câmara de vórtice.

Fazendo uso da Equação 3.3b no bico de saída do injetor, resulta

$$u_{s\ prim} = \sqrt{\frac{2\Delta P}{\rho} - w_{sna}^2} \quad (3.22)$$

Notar que nesta equação e nas seguintes ΔP refere-se à diferença de pressão máxima no injetor, isto é, entre um ponto imediatamente antes da injeção e a pressão ambiente.

A velocidade tangencial do núcleo de ar na saída do bico do injetor é expressa por

$$w_{sna} = \frac{QR}{A_f r_{sna}} \quad (3.23)$$

onde A_f é a seção transversal total dos furos de entrada tangenciais da câmara de vórtice. Substituindo a velocidade tangencial do núcleo de ar w_{sna} na Equação 3.22, tem-se:

$$u_{s\ prim} = \sqrt{\frac{2\Delta P}{\rho} - \frac{Q^2 R^2}{A_f^2 r_{sna}^2}} \quad (3.24)$$

Utilizando a Equação 3.8 e a Equação 3.14, a velocidade axial, $u_{s\ prim}$, na saída do injetor primário fica expressa como:

$$u_{s\ prim} = \frac{Q}{\varepsilon \pi r_s^2} \quad (3.25)$$

Giffen e Muraszew (1953) definem o coeficiente de descarga como

$$C_d = \frac{Q}{\pi r_s^2 \sqrt{\frac{2\Delta P}{\rho}}} \quad (3.26)$$

Igualando as Equações 3.24 e 3.25 e usando a definição acima de coeficiente de descarga, obtém-se:

$$C_{d\ prim} = \frac{1}{\pi r_s^2} \frac{1}{\sqrt{\left(\frac{1}{\varepsilon_{prim} \pi r_s^2}\right)^2 + \frac{R_{prim}^2}{A_f^2 r_{sna}^2}}} \quad (3.27)$$

Determinando o parâmetro geométrico do injetor definido por Abramovich, como,

$$K_{prim} = \frac{A_s R_{prim}}{A_f r_s} \quad (3.28a)$$

ou

$$K_{prim} = \frac{\pi r_s R_{prim}}{A_f} \quad (3.28b)$$

onde $R_{prim} = r_{cv\ prim} - r_{f\ prim}$. Combinando as Equações 3.27 e 3.28b, resulta:

$$C_{d\ prim}^2 = \frac{1}{\frac{1}{\varepsilon_{prim}^2} + \frac{K_{prim}^2}{1 - \varepsilon_{prim}}} \quad (3.29)$$

e

$$C_{d\ prim} = \frac{1}{\sqrt{\frac{1}{\varepsilon_{prim}^2} + \frac{K_{prim}^2}{1 - \varepsilon_{prim}}}} \quad (3.30)$$

A Equação 3.30 indica que o coeficiente de descarga apresenta valores menores que 1 e que possui pontos de máximo em função da fração de preenchimento. Um valor grande de ε_{prim} corresponde a um valor pequeno de r_{sna} e, como consequência, existe um incremento em w_{sna} . Quando a velocidade axial u_s é reduzida gera-se uma diminuição no valor de Q e de $C_{d\ prim}$.

O valor máximo de vazão mássica ou do coeficiente de descarga $C_{d\ prim}$ é obtido utilizando o princípio do escoamento máximo, esta condição é obtida derivando a Equação 3.30 com relação a ε_{prim} e igualando a expressão resultante a zero, isto é:

$$\frac{dC_{d\ prim}}{d\varepsilon_{prim}} = -\frac{1}{2} \left(\frac{K_{prim}^2}{1 - \varepsilon_{prim}} + \frac{1}{\varepsilon_{prim}^2} \right)^{-\frac{3}{2}} \left(\frac{K_{prim}^2}{(1 - \varepsilon_{prim})^2} - \frac{2}{\varepsilon_{prim}^3} \right) = 0 \quad (3.31)$$

Como o primeiro termo entre parênteses na Equação 3.31 é positivo, o segundo termo deve ser igual a zero, resultando na seguinte relação entre a constante geométrica do injetor $K_{prim,max}$ e ε_{prim} :

$$K_{prim,max} = \frac{(1 - \varepsilon_{prim})\sqrt{2}}{\varepsilon_{prim}\sqrt{\varepsilon_{prim}}} \quad (3.32)$$

A Figura 3.4 mostra o comportamento de $K_{prim,max}$, usando-se as Equações 3.30 e 3.32

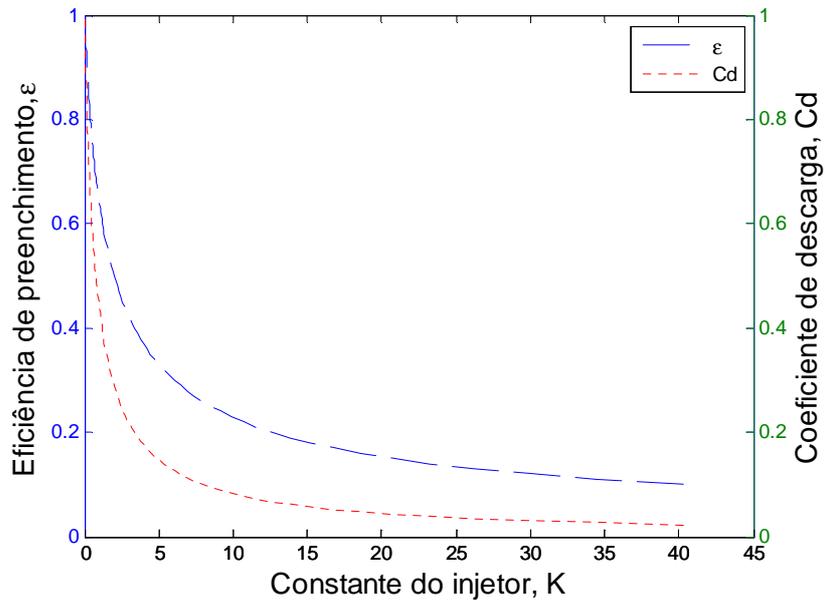


Figura 3.4 - Comportamento dos parâmetros geométricos, o coeficiente de descarga e da eficiência de preenchimento do injetor.

Substituindo a Equação 3.32 na Equação 3.30, resulta:

$$C_{d,prim,max} = \varepsilon_{prim} \sqrt{\frac{\varepsilon_{prim}}{2 - \varepsilon_{prim}}} \quad (3.33)$$

Este é o valor máximo do coeficiente de descarga que corresponde a valores de vazão máxima no injetor.

A Figura 3.5 mostra curvas do coeficiente de descarga, dado pela Equação 3.30, versus a eficiência de preenchimento, e a curva de coeficiente de descarga máximo dada pela Equação 3.33.

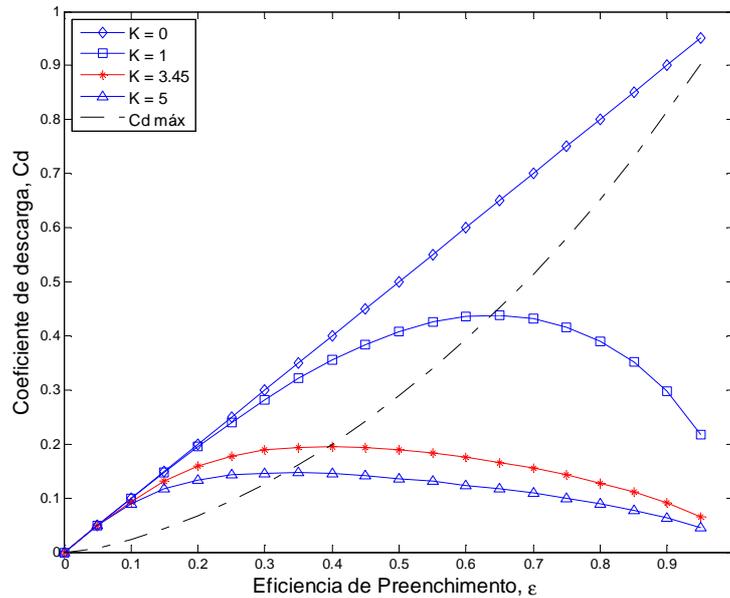


Figura 3.5 - Coeficientes de descarga da câmara primária em função da eficiência enchimento.

3.1.1.3. O escoamento real dentro da câmara primária

Em um injetor centrífugo simples como é o caso da câmara primária, o escoamento real pode ser analisado considerando-se os efeitos viscosos com as equações de Navier-Stokes. No caso geral não existe solução analítica e a utilização de cálculos numéricos é inevitável (ZONG 2004).

Na prática, as condições reais podem ser estudadas introduzindo dois parâmetros relevantes como é o caso do coeficiente de perda, ξ_{inj} , o qual caracteriza a perda de pressão total no injetor, e o coeficiente de perda devido ao momentum angular Z .

Existe uma perda de energia do líquido no interior da câmara de vórtice causada pela viscosidade do fluido e o atrito entre o fluido e a parede. Todavia a principal perda de pressão ocorre nos canais tangenciais de entrada.

Quando o fluido passa através dos furos de entrada, ocorre uma queda de pressão dada por:

$$\Delta P_f = \xi_{inj} \frac{\rho w_f^2}{2} \quad (3.34)$$

onde w_f é a velocidade de entrada pelos furos. De acordo com Bazarov (2004), pode-se adotar

$$\xi_{inj} = \left(\xi_0 + \lambda_f \frac{l_f}{d_f} \right) n_f \quad (3.35)$$

onde ξ_0 é um fator que depende da inclinação dos canais de entrada e λ_f é o coeficiente de atrito que depende do número de Reynolds nos furos de entrada. Tem-se que

$$\text{Re}_f = \frac{2 r_f w_f}{\nu} \quad (3.36a)$$

e

$$\lambda_f = 0,3164 \text{Re}_f^{-0.25} \quad (3.36b)$$

onde o λ_f é o coeficiente de atrito de Blasius, válido para um escoamento turbulento em um tubo onde $4 \times 10^3 < \text{Re}_f < 1 \times 10^5$.

Pode-se definir uma constante geométrica equivalente, Z_1 , para considerar os efeitos viscosos no injetor:

$$K_{eq} = K_{prim} Z_1 \quad (3.37)$$

onde Z_1 é uma função que relaciona os efeitos de atrito existentes dentro do injetor. De acordo com Bazarov (2004).

$$Z_1 = \frac{1}{1 + \frac{\lambda_f}{2} K_{prim} \left(\frac{R_{prim}}{r_s} - 1 \right)} \quad (3.38)$$

Pode-se ver que no caso ideal, a função Z_1 tem um valor de 1.

Substituindo as Equações 3.28b na Equação 3.37, tem-se:

$$K_{eq} = \frac{r_s R_{prim}}{n r_f^2 \left[1 + \frac{\lambda_f}{2} K_{prim} \left(\frac{R_{prim}}{r_s} - 1 \right) \right]} \quad (3.39)$$

A constante geométrica equivalente do injetor também pode ser expressa de acordo com a Equação 3.32, e por simplificação pode-se considerar:

$$K_{eq prim} = \frac{(1 - \varepsilon_{eq prim}) \sqrt{2}}{\varepsilon_{eq prim} \sqrt{\varepsilon_{eq prim}}} \quad (3.40)$$

A equação de Bernoulli considerando os efeitos das perdas de atrito pode ser escrita como:

$$\Delta P = \frac{1}{2} \rho u^2 + \frac{1}{2} \rho w^2 + \xi_{inj} \frac{1}{2} \rho w_f^2 \quad (3.41)$$

A Equação 3.26 pode também ser reescrita como

$$C_d = \frac{Q}{\pi r_s^2 \sqrt{u^2 + w^2 + \xi_{inj} w_f^2}} \quad (3.42)$$

O momento angular quando há perdas por atrito não é constante, porém pode-se escrever:

$$wr = w_f r_{cv} Z_2 = \frac{Q}{A_f} r_{cv} Z_2 \quad (3.43)$$

onde Z_2 é função dos efeitos do atrito dentro do injetor. Substituindo as Equações 3.26 e 3.41 na Equação 3.42, fornece:

$$C_d = \frac{Q}{\pi r_s^2 \sqrt{\left(\frac{Q}{\pi \varepsilon_{prim} r_s^2}\right)^2 + \left(\frac{Q r_{cv}}{A_f r} Z_2\right)^2 + \xi_{inj} \left(\frac{Q}{A_f}\right)^2}} \quad (3.44)$$

Esta equação pode ser reescrita, dando:

$$C_d = \frac{1}{\sqrt{\frac{1}{\varepsilon_{prim}^2} + \frac{K_{prim}^2 Z_2^2}{(1 - \varepsilon_{prim})} + \xi_{inj} \frac{K_{prim}^2}{C^2}}} \quad (3.45)$$

onde se define $C = R_{prim} / r_s$.

Então a vazão mássica real do líquido considerando os efeitos do atrito é dada por:

$$\dot{m}_{real} = \frac{\pi r_s^2 \sqrt{2 \rho \Delta P}}{\sqrt{\frac{1}{\varepsilon_{prim}^2} + \frac{K_{prim}^2 Z_2^2}{(1 - \varepsilon_{prim})} + \xi_{inj} \frac{K_{prim}^2}{C^2}}} \quad (3.46)$$

Das Equações 3.40 e 3.37, pode-se escrever a seguinte relação,

$$Z_1 = \frac{1}{K_{prim}} \frac{(1 - \varepsilon_{eq prim}) \sqrt{2}}{\varepsilon_{eq prim} \sqrt{\varepsilon_{eq prim}}} \quad (3.47)$$

Então se encontra um $C_{d\ final}$:

$$C_{d\ final} = \frac{1}{\sqrt{\frac{1}{\varepsilon_{eq\ prim}^2} + \frac{K_{prim}^2 Z_2^2}{(1 - \varepsilon_{eq\ prim})} + \xi_{inj} \frac{K_{prim}^2}{C^2}}} \quad (3.48)$$

Substituindo as Equações 3.47 em 3.48, considerando $Z_1 = Z_2 = Z$, obtém-se:

$$C_{d\ final} = \frac{1}{\sqrt{\frac{2 - \varepsilon_{eq\ prim}}{\varepsilon_{eq\ prim}^3} + \xi_{inj} \frac{K_{prim}^2}{C^2}}} \quad (3.49)$$

Agora utilizando a Equação 3.33, encontra-se que

$$C_{deq\ prim} = \frac{\varepsilon_{eq\ prim} \sqrt{\varepsilon_{eq\ prim}}}{\sqrt{2 - \varepsilon_{eq\ prim}}} \quad (3.50)$$

Substituindo a Equação 3.50 na Equação 3.49, fornece:

$$C_{d\ final} = \frac{1}{\sqrt{\frac{1}{C_{deq\ prim}^2} + \xi_{inj} \frac{K_{prim}^2}{C^2}}} \quad (3.51)$$

Finalmente, tem-se:

$$C_{d\ final} = \frac{C_{deq\ prim}}{\sqrt{1 + \xi_{inj} C_{deq\ prim}^2 \frac{K_{prim}^2}{C^2}}} \quad (3.52)$$

O semi-ângulo de cone α é mostrado na Figura 3.6.

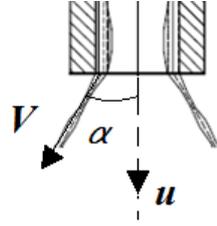


Figura 3.6 - Definição do semi-ângulo de cone.

A velocidade total V do escoamento na saída do injetor é dada por:

$$V = \sqrt{u^2 + w^2 - \xi_{inj} w_f^2} \quad (3.53)$$

Substituindo as Equações 3.25 e 3.43 na Equação 3.53, dá:

$$V = \sqrt{\left(\frac{Q}{\pi \varepsilon_{prim} r_s^2}\right)^2 + \left(\frac{Q r_{cv} Z}{A_f r_{nar}}\right)^2 - \xi_{inj} \left(\frac{Q}{A_f}\right)^2} \quad (3.54)$$

De acordo com a Figura 3.6, define-se,

$$\text{sen } \alpha = \frac{w}{V} \quad (3.55)$$

Substituindo as Equações 3.43 e 3.54 na Equação 3.55, tem-se:

$$\text{sen } \alpha = \frac{Z Q r_{cv}}{A_f r_s \sqrt{\left(\frac{Q}{\pi \varepsilon_{prim} r_s^2}\right)^2 + \left(\frac{Q r_{cv} Z}{A_f r_{nar}}\right)^2 - \xi_{inj} \left(\frac{Q}{A_f}\right)^2}} \quad (3.56)$$

Finalmente, rearranjando os termos da Equação 3.56, obtém-se a seguinte expressão para o semi-ângulo de cone da câmara primária:

$$\text{sen } \alpha = \frac{2 C_{d \text{ final}} K_{\text{prim}} Z}{\left(1 + \sqrt{1 - \varepsilon_{\text{prim}}}\right) \sqrt{1 - \xi_{\text{inj}} C_{d \text{ final}}^2 \frac{K_{\text{prim}}^2}{C^2}}} \quad (3.57)$$

3.1.2. Teoria para o projeto da câmara secundária

No caso do projeto da câmara secundária utilizam-se as mesmas equações teóricas usadas para a câmara primária com apenas algumas modificações geométricas.

A Figura 3.7, representa a saída do bico da câmara secundária, onde encontram-se as relações de algumas variáveis geométricas necessárias para projetar teoricamente a câmara secundária.

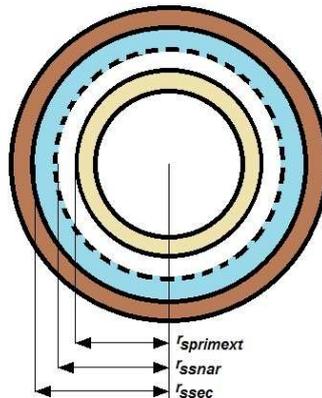


Figura 3.7 - Representação geométrica das variáveis do bico de saída do injetor.

A velocidade tangencial na câmara secundária junto ao núcleo de ar é obtida a partir da Equação 3.13:

$$w_{ssnar} = \frac{Q (r_{cvsec} - r_{fsec})}{A_{fsec} r_{ssnar}} \quad (3.58)$$

O coeficiente de preenchimento da câmara secundária é

$$\varepsilon_{\text{sec}} = \frac{A_{\text{liquido}}}{A_{\text{saída}}} = \frac{r_{\text{ssec}}^2 - r_{\text{ssnar}}^2}{r_{\text{ssec}}^2 - r_{\text{sprimext}}^2} \quad (3.59)$$

o que fornece

$$r_{\text{ssnar}}^2 = r_{\text{ssec}}^2 (1 - \varepsilon_{\text{sec}}) + r_{\text{sprimext}}^2 (\varepsilon_{\text{sec}}) \quad (3.60)$$

A velocidade axial de saída da câmara secundária pode ser reescrita da seguinte maneira, usando a Equação 3.22:

$$u = \sqrt{\frac{2 \Delta P}{\rho} - w_{\text{ssnar}}^2} \quad (3.61)$$

Substituindo a Equação 3.58 na Equação 3.61, dá:

$$u_{\text{ssec}} = \sqrt{\frac{2 \Delta P}{\rho} - \frac{Q^2 (r_{\text{cvsec}} - r_{\text{fsec}})^2}{A_{\text{fsec}}^2 r_{\text{ssnar}}^2}} \quad (3.62)$$

ou

$$u_{\text{ssec}} = \sqrt{\frac{2 \Delta P}{\rho} - \frac{Q^2 (r_{\text{cvsec}} - r_{\text{fsec}})^2}{A_{\text{fsec}}^2 [r_{\text{ssec}}^2 (1 - \varepsilon_{\text{sec}}) + r_{\text{sprimext}}^2 (\varepsilon_{\text{sec}})]}} \quad (3.63)$$

A velocidade de saída axial da câmara secundária é definida como

$$u_{\text{ssec}} = \frac{Q}{A_{\text{liquido}}} \quad (3.64)$$

Fazendo uso das Equações 3.59 e 3.60, obtém-se:

$$u_{\text{ssec}} = \frac{Q}{\varepsilon_{\text{sec}} \pi (r_{\text{ssec}}^2 - r_{\text{sprimext}}^2)} \quad (3.65)$$

Igualando as Equações 3.65 e 3.63, resulta:

$$\frac{Q}{\varepsilon_{\text{sec}} \pi (r_{\text{ssec}}^2 - r_{\text{sprimext}}^2)} = \sqrt{\frac{2 \Delta P}{\rho} - \frac{Q^2 (r_{\text{cvsec}} - r_{\text{fsec}})^2}{A_{\text{fsec}}^2 [r_{\text{ssec}}^2 (1 - \varepsilon_{\text{sec}}) + r_{\text{sprimext}}^2 (\varepsilon_{\text{sec}})]}} \quad (3.66)$$

Rearranjando e elevando ao quadrado a Equação 3.66, tem-se:

$$\frac{2 \Delta P}{\rho} = \frac{Q^2}{\varepsilon_{\text{sec}}^2 \pi^2 (r_{\text{ssec}}^2 - r_{\text{sprimext}}^2)^2} + \frac{Q^2 (r_{\text{cvsec}} - r_{\text{fsec}})^2}{A_{\text{fsec}}^2 [r_{\text{ssec}}^2 (1 - \varepsilon_{\text{sec}}) + r_{\text{sprimext}}^2 (\varepsilon_{\text{sec}})]} \quad (3.67)$$

Por definição, o coeficiente de descarga para a câmara secundária é:

$$C_{d\text{sec}} = \frac{Q}{\pi (r_{\text{ssec}}^2 - r_{\text{sprimext}}^2) \sqrt{\frac{2 \Delta P_{\text{sec}}}{\rho}}} \quad (3.68)$$

Substituindo a Equação 3.67 na Equação 3.68, obtém-se

$$C_{d\text{sec}} = \frac{1}{\sqrt{\frac{1}{\varepsilon_{\text{sec}}^2} + \frac{(r_{\text{ssec}}^2 - r_{\text{sprimext}}^2)^2 (r_{\text{cvsec}} - r_{\text{fsec}})^2}{n_{\text{fsec}}^2 r_{\text{fsec}}^4 [r_{\text{ssec}}^2 (1 - \varepsilon_{\text{sec}}) + r_{\text{sprimext}}^2 (\varepsilon_{\text{sec}})]}}} \quad (3.69)$$

Agora considerando as modificações geométricas define-se a constante do injetor semelhante à proposta de Abramovich indicada em Bazarov (2004) para a câmara secundária.

$$K_{\text{sec}} = \frac{A_{\text{ssec}} R_{\text{sec}}}{A_{\text{f}} r_{\text{ssec}}} = \frac{(r_{\text{ssec}}^2 - r_{\text{sprimext}}^2) (r_{\text{cvsec}} - r_{\text{fsec}})}{n_{\text{fsec}} r_{\text{fsec}}^2 (r_{\text{ssec}} - r_{\text{sprimext}})}$$

$$C_{d\text{sec}} = \frac{1}{\sqrt{\frac{1}{\varepsilon_{\text{sec}}^2} + \frac{(r_{\text{ssec}} - r_{\text{sprimext}})^2 K_{\text{sec}}^2}{[r_{\text{ssec}}^2 (1 - \varepsilon_{\text{sec}}) + r_{\text{sprimext}}^2 (\varepsilon_{\text{sec}})]}}} \quad (3.70)$$

Aplicando o princípio de escoamento máximo, definido por Abramovich citado por Bazarov (2004),

$$\frac{d C_{d \text{sec}}}{d \varepsilon_{\text{sec}}} = 0$$

$$-\frac{1}{2} \left(\frac{1}{\varepsilon_{\text{sec}}^2} + \frac{K_{\text{sec}}^2 (r_{s \text{sec}} - r_{s \text{primext}})^2}{\left[r_{s \text{sec}}^2 (1 - \varepsilon_{\text{sec}}) + r_{s \text{primext}}^2 (\varepsilon_{\text{sec}}) \right]} \right)^{-3/2} \left[-\frac{2}{\varepsilon_{\text{sec}}^3} + \frac{K_{\text{sec}}^2 (r_{s \text{sec}} - r_{s \text{primext}})^2 (r_{s \text{sec}}^2 - r_{s \text{primext}}^2)}{\left[r_{s \text{sec}}^2 (1 - \varepsilon_{\text{sec}}) + r_{s \text{primext}}^2 (\varepsilon_{\text{sec}}) \right]^2} \right] = 0$$

Pode-se observar que o valor máximo de $K_{s \text{ec}}$ é

$$\frac{(r_{s \text{sec}}^2 - r_{s \text{primext}}^2) (r_{s \text{sec}} - r_{s \text{primext}})^2 K_{\text{sec}}^2}{\left[r_{s \text{sec}}^2 (1 - \varepsilon_{\text{sec}}) + r_{s \text{primext}}^2 (\varepsilon_{\text{sec}}) \right]^2} = \frac{2}{\varepsilon_{\text{sec}}^3}$$

$$K_{\text{sec}}^2 = \frac{2 \left[r_{s \text{sec}}^2 (1 - \varepsilon_{\text{sec}}) + r_{s \text{primext}}^2 (\varepsilon_{\text{sec}}) \right]^2}{\varepsilon_{\text{sec}}^3 (r_{s \text{sec}}^2 - r_{s \text{primext}}^2) (r_{s \text{sec}} - r_{s \text{primext}})^2} \quad (3.71)$$

Substituindo a Equação 3.71 na Equação 3.70 fica:

$$C_{d \text{sec}} = \frac{1}{\sqrt{\frac{1}{\varepsilon_{\text{sec}}^2} + \frac{2 \left[r_{s \text{sec}}^2 (1 - \varepsilon_{\text{sec}}) + r_{s \text{primext}}^2 (\varepsilon_{\text{sec}}) \right]}{\varepsilon_{\text{sec}}^3 (r_{s \text{sec}}^2 - r_{s \text{primext}}^2)}}$$

Rearranjando esta última equação, obtém-se:

$$C_{d \text{sec}(\varepsilon_{\text{sec}})} = \varepsilon_{\text{sec}} \sqrt{\frac{\varepsilon_{\text{sec}} (r_{s \text{sec}}^2 - r_{s \text{primext}}^2)}{r_{s \text{sec}}^2 (2 - \varepsilon_{\text{sec}}) + r_{s \text{primext}}^2 (\varepsilon_{\text{sec}})}} \quad (3.72)$$

A vazão mássica da câmara secundária é definida como

$$\dot{m}_{\text{sec}} = C_{d \text{ sec}(\varepsilon_{\text{sec}})} \pi (r_{\text{sec}}^2 - r_{\text{sprimext}}^2) \sqrt{2 \rho \Delta P} \quad (3.73)$$

A análise do escoamento real e o ângulo de cone é similar ao mesmo procedimento realizado para a câmara primária.

3.2. Fundamentos teóricos sobre injetores duais

Os injetores duais de tipo líquido – líquido, como é o caso de estudo desta pesquisa, apresentam certas características visíveis no momento em que os líquidos são atomizados. Pode-se evidenciar que o *spray* gerado pela câmara secundária tem a forma de um jato líquido convergente oco na ausência do *spray* gerado pela câmara primária. Isso deve-se principalmente às baixas vazões do líquido que deixa a câmara secundária, de forma que as forças inerciais não são suficientemente intensas para superar as forças de tensão superficial opostas. No entanto, considerando as condições ótimas de funcionamento, o líquido injetado totalmente atomizado pela câmara interna quebra o jato ou a lâmina líquida gerada pela câmara externa produzindo um *spray* combinado pelos líquidos injetados por ambas as câmaras.

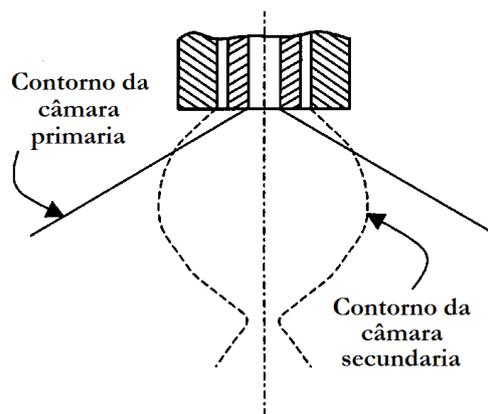


Figura 3.8 - Comportamento dos jatos injetados pelas câmaras do injetor dual.

Considerando certas condições, é possível encontrar algumas relações de parâmetros para caracterizar este tipo de injetores quando as duas câmaras encontram-se em funcionamento.

3.2.1. A vazão mássica resultante do injetor dual

Admitindo que as duas câmaras tenham a mesma pressão no momento de funcionamento, pela equação de Bernoulli, tem-se:

$$\Delta P_{sec} = \frac{1}{2} \rho_{sec} w_{f sec}^2, \quad \Delta P_{prim} = \frac{1}{2} \rho_{prim} w_{f prim}^2 \quad (3.74)$$

Igualando essas duas equações, fica $\rho_{sec} w_{f sec}^2 = \rho_{prim} w_{f prim}^2$ ou $\frac{\rho_{sec}}{\rho_{prim}} = \frac{w_{f prim}^2}{w_{f sec}^2}$, dando:

$$\frac{w_{f prim}}{w_{f sec}} = \sqrt{\frac{\rho_{sec}}{\rho_{prim}}} \quad (3.75)$$

Pode-se definir um parâmetro constante que é a razão de vazões mássicas da câmara primária e secundária K_m :

$$K_m = \frac{\dot{m}_{sec}}{\dot{m}_{prim}} \quad (3.76)$$

Tem-se que $\dot{m} = \rho AV$, e se pode escrever a constante como:

$$K_m = \frac{\rho_{sec} A_{f,sec} V_{sec}}{\rho_{prim} A_{f,prim} V_{prim}} = \frac{n_{sec} r_{f sec}^2}{n_{prim} r_{f prim}^2} \sqrt{\frac{\rho_{sec}}{\rho_{prim}}}$$

onde n_{prim} e n_{sec} são os números de furos nas câmaras primária e secundária, respectivamente.

Logo a vazão total é:

$$\begin{aligned}\dot{m}_{total} &= \dot{m}_{sec} + \dot{m}_{prim} = \dot{m}_{sec} \left(\frac{K_m + 1}{K_m} \right) \\ \dot{m}_{total} &= \rho_{sec} n_{sec} \pi r_{f sec}^2 \left(\frac{K_m + 1}{K_m} \right) w_{f sec} \\ \dot{m}_{total} &= \rho_{sec} n_{sec} \pi \bar{r}_f^2 w_{f sec}\end{aligned}\tag{3.77}$$

onde $\bar{r}_f^2 = r_{f sec}^2 \left(\frac{K_m + 1}{K_m} \right)$.

3.2.2. O ângulo de cone resultante do injetor dual

No caso dos injetores duais de tipo líquido – líquido o cálculo do ângulo de cone combinado pode ser realizado com base na conservação da quantidade de movimento. Cada um dos dois *sprays* gerados passa por diferentes regiões de quebra devido ao aumento da vazão mássica. Eles apresentam um comportamento semelhante ao *spray* formado por um atomizador centrífugo *simplex*. O ângulo de *spray* resultante aumenta com a vazão mássica e atinge até um certo limite.

A importância da relação dinâmica de dois fluxos de corrente para determinar o ângulo de cone total, como no caso dos injetores do tipo coaxial gás-líquido e de jatos que colidem, foi determinada em trabalhos anteriores (SIVAKUMAR et al., 1996; STRAKEY et al., 2001; e INAMURA et al., 2003). Essa mesma idéia é utilizada neste trabalho para o injetor centrífugo dual. Para a determinação do ângulo de cone resultante é utilizada uma relação entre as quantidades de movimento dos dois jatos que saem da câmara primária e secundária. São admitidas condições de escoamento estacionário, não viscoso, pressão uniforme, velocidade de saída uniforme pelos orifícios e são desprezadas as forças de corpo. As equações de equilíbrio nas direções radial e axial são:

$$\dot{m}_{prim} u_{prim} + \dot{m}_{sec} u_{sec} = (\dot{m}_{prim} + \dot{m}_{sec}) u_{final}$$

$$\dot{m}_{prim} v_{prim} + \dot{m}_{sec} v_{sec} = (\dot{m}_{prim} + \dot{m}_{sec}) v_{final}$$

O ângulo resultante é definido como:

$$\gamma = \tan^{-1} \left(\frac{v_{final}}{u_{final}} \right) \quad (3.78)$$

$$\gamma = \tan^{-1} \left(\frac{\dot{m}_{prim} v_{prim} + \dot{m}_{sec} v_{sec}}{\dot{m}_{prim} u_{prim} + \dot{m}_{sec} u_{sec}} \right)$$

Finalmente, esta equação pode ser escrita em função dos ângulos de cone da câmara interna (α) e externa (β).

$$\gamma = \tan^{-1} \left(\frac{\dot{m}_{prim} V_{prim} \sen \alpha + \dot{m}_{sec} V_{sec} \sen \beta}{\dot{m}_{prim} V_{prim} \cos \alpha + \dot{m}_{sec} V_{sec} \cos \beta} \right) \quad (3.79)$$

A Equação 3.79 é válida no caso de colisão externa dos jatos gerados pela câmara primária e secundária

4 PROTÓTIPO DO INJETOR E BANCADA DE TESTES

Neste capítulo apresenta-se um procedimento geral para o projeto dos injetores centrífugos, o cálculo do injetor centrífugo dual para testes, o desenho do protótipo do injetor e, finalmente, a bancada de testes.

4.1. Procedimento para projetar injetores centrífugos.

O procedimento para projetar as câmaras primária e secundária do injetor centrífugo dual baseia-se nas equações descritas no capítulo 3. Para este tipo de procedimento precisa-se conhecer alguns dados iniciais de entrada como as propriedades do líquido injetado, parâmetros geométricos do injetor e as condições de trabalho aplicadas ao injetor. A seguir apresenta-se um resumo dos passos necessários para projetar um injetor dual utilizando o método descrito por Bazarov (2004) o qual considera os efeitos viscosos dos líquidos utilizados e as perdas nos canais tangenciais:

- 1) Estabelecer um valor para o ângulo de cone total do *spray*, baseado nas condições de trabalho do injetor, sem considerar os aspectos da viscosidade do fluido e das perdas no interior do injetor. Usar a Figura 4.1 para obter o parâmetro geométrico da câmara primária (K_{prim}) e o coeficiente de descarga do injetor nesta câmara, valores válidos para líquidos ideais.
- 2) Determinar o raio de saída com a equação:

$$r_s = \sqrt{\frac{\dot{m}_i}{C_d \pi \sqrt{2 \rho \Delta P}}}$$

- 3) Arbitrar um valor para o coeficiente geométrico C , definido em Kessaev (1997), onde C é a relação entre o raio de vórtice formado pelo escoamento dentro do injetor e o raio de saída do bocal. Determinar então o raio de vórtice da câmara interna do injetor, com a relação $R = C r_s$.

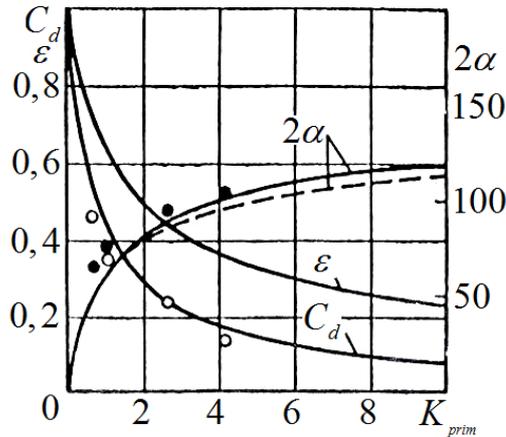


Figura 4.1 - Ângulo de cone, coeficientes de descarga e coeficientes de enchimento versus a constante geométrica do injetor.
 Fonte: adaptada de Ommi et al. (2009).

- 4) Arbitrar o número das entradas de canais tangenciais, n_f , e calcular o raio destas entradas com a equação:

$$r_f = \sqrt{\frac{r_s R}{n_f K_{prim}}}$$

- 5) Revisar os seguintes parâmetros do injetor:

- A relação do comprimento e os raios dos canais tangenciais não pode ser menor que 1,3 de acordo com Lacava et al. (2004).
- O raio da câmara de vórtice é $R_{cv prim} = R + r_{f prim}$.

- 6) Calcular o número de Reynolds nos canais tangenciais usando a equação:

$$Re = \frac{2 \dot{m}_i}{\pi n_f r_f \rho v}$$

- 7) Calcular o coeficiente de atrito, $\lambda = 0,3164 Re^{-0.25}$.

- 8) Determina-se K_{eq} utilizando a Equação 3.41. Fazendo uso de processos iterativos como o de Newton – Raphson, pode-se calcular o valor de C_{deq} .

- 9) Calcular o coeficiente de perda total causada pelas perdas viscosas e por atrito na parede nos canais tangenciais utilizando a equação:

$$\xi = \xi_o + \lambda_c \frac{l_f}{2r_f}$$

onde ξ_o é determinado da Figura 4.2 em função da inclinação do canal tangencial, como primeira aproximação.

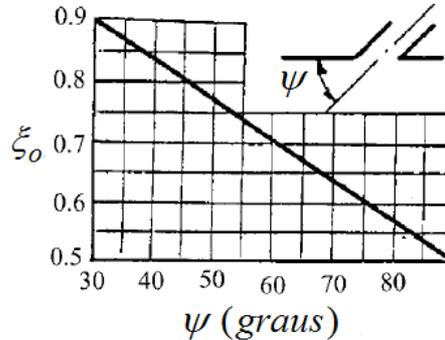


Figura 4.2 - Efeito da inclinação do canal tangencial com o coeficiente ξ_o .
 Fonte: Adaptada de Bazarov et al. (2004).

A inclinação do canal tangencial, ψ , é obtida da relação:

$$\psi = 90^\circ - \tan^{-1} \frac{r_{cv}}{l_f}$$

- 10) Determinar o coeficiente de descarga do injetor.
- 11) Repetir as etapas do 1 – 10 até conseguir a convergência dos parâmetros do injetor.

Para projetar a câmara secundária devem ser seguidos os mesmos passos anteriormente descritos como no caso da câmara primária, considerando as modificações das dimensões geométricas (indicadas no capítulo 3) pertencentes à câmara secundária.

Um fluxograma do processo de cálculo do injetor é apresentado na Figura 4.3. Os blocos em cor azul contêm os dados de entrada para ambas as câmaras, tais como as propriedades dos líquidos, parâmetros geométricos e condições de operação do injetor. Os dados de entrada da câmara primária e secundária são: as diferenças de pressão do injetor (ΔP) – admitidas iguais para as duas câmaras, as vazões mássicas (\dot{m}), as densidades dos líquidos (ρ), as tensões superficiais (σ), as viscosidades do líquido (η), os coeficientes de saída do bico (C), os comprimentos relativos do bico de saída ($L = l_s / r_s$) e os números de furos tangenciais da câmara de vórtice (n_f).

Para a câmara primária e secundária, utiliza-se um processo iterativo com a finalidade de calcular a constante geométrica (K) e o coeficiente de descarga (C_d). Estas variáveis, juntamente com os dados de entrada da espessura da parede do bocal (δ) e o ângulo de cone do *spray* (α), são utilizados para determinar a posição radial dos canais tangenciais (R). Esta posição é depois utilizada para determinar o raio externo do bocal ($r_{s,prim,ext}$ e $r_{s,sec,ext}$ no caso das câmaras primária e secundária, respectivamente). Então o raio de saída (r_s), o raio dos canais tangenciais (r_f), o comprimento do bocal de saída (l_{bico}) e o comprimento da câmara de vórtice (l_{cv}) podem ser encontrados para determinar todas as dimensões geométricas do injetor. Na Tabela 4.1, apresenta-se os valores das dimensões geométricas e de performance calculadas com o procedimento descrito neste capítulo, para as câmaras primária e secundária.

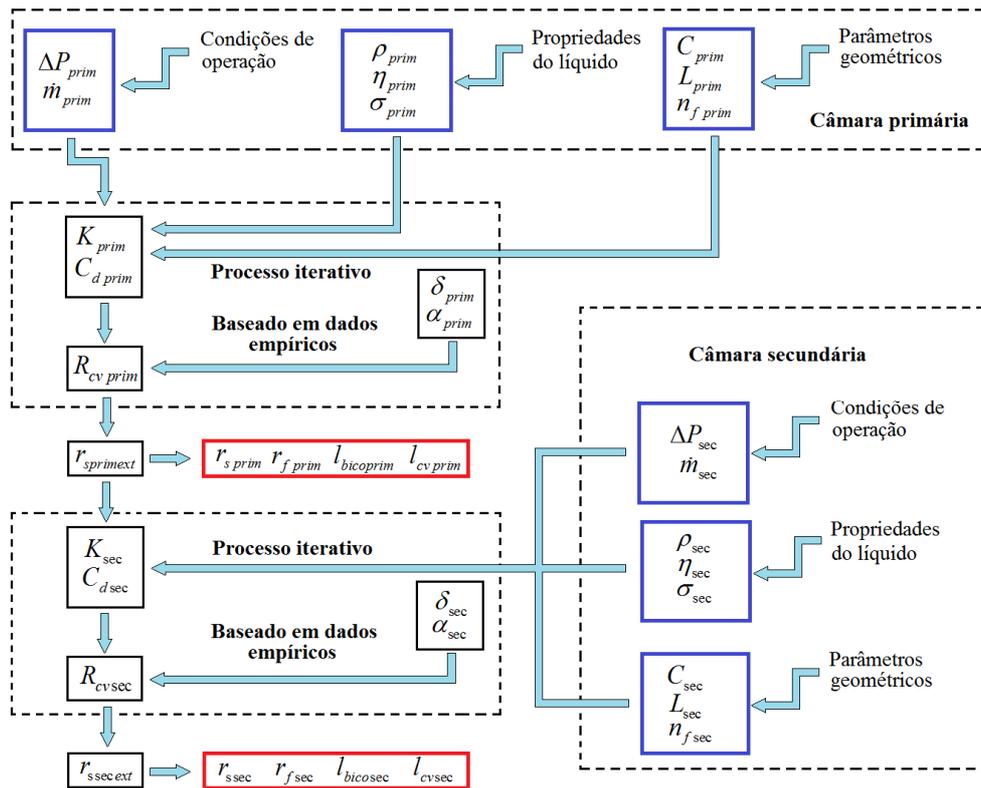


Figura 4.3 - Esquema do processo de cálculo das câmaras primária e secundária do injetor.

4.2. Fabricação do injetor dual

O injetor projetado para desenvolver esta pesquisa foi fabricado em latão, por ser material de fácil usinabilidade e de baixo custo. Os diâmetros dos furos de entrada e de saída foram escolhidos em função da disponibilidade de brocas de furação na oficina mecânica do LCP/INPE, buscando-se valores próximos aos obtidos pelo procedimento de cálculo apresentado na seção anterior. A tubulação e as diferentes conexões da bancada de testes são de diâmetro 1/4'' de aço inox 304. Anéis de borracha (o-rings) foram usados com a finalidade de garantir a vedação do conjunto.

A Figura 4.4 apresenta um desenho das duas câmaras alinhadas e uma imagem do injetor construído. Os desenhos completos das câmaras primária e secundária e as dimensões geométricas das mesmas são apresentadas no Apêndice D.

O projeto do injetor centrífugo dual foi baseado nos cálculos realizados por Ommi et al. (2010) que seguem a mesma metodologia apresentada no Capítulo 3. O projeto da câmara secundária é feito considerando algumas modificações geométricas nas equações descritas para projetar a câmara primária tal como foi apresentado também no Capítulo 3.

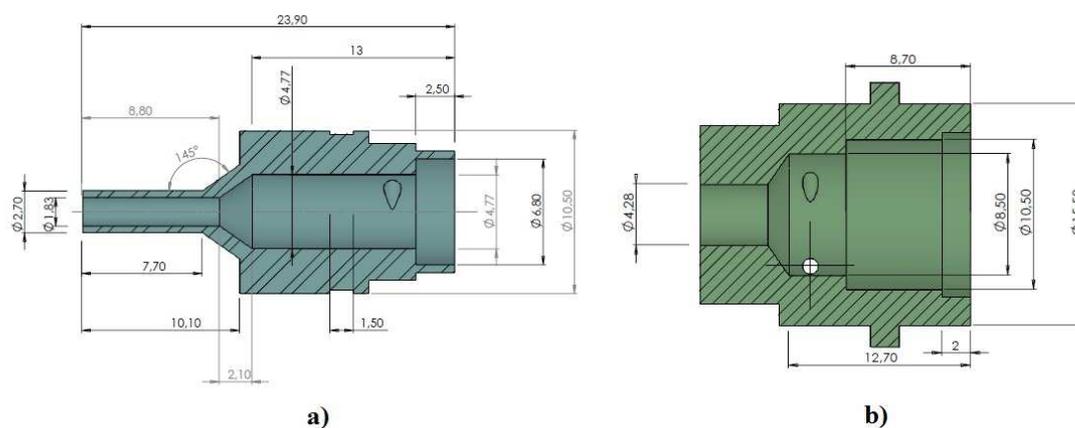


Figura 4.4 - Desenho esquemático das câmaras: a) primária e b) secundária.

Tabela 4.1 - Resumo dos parâmetros principais do injetor.

Parâmetro	Câmara primária		Câmara secundária	
	Pressão de trabalho [Pa]	ΔP	2×10^5	ΔP
Vazão mássica [kg/s]	\dot{m}_{prim}	$10,3 \times 10^{-3}$	\dot{m}_{sec}	16×10^{-3}
Coefficiente de descarga	$C_{d\ prim}$	0,1961	$C_{d\ sec}$	0,0922
Diâmetro de saída interna do bocal [m]	$d_{s\ prim}$	$1,83 \times 10^{-3}$	$d_{s\ sec}$	$4,28 \times 10^{-3}$
Raio médio [m]	R_{prim}	$1,89 \times 10^{-3}$	R_{sec}	$3,8 \times 10^{-3}$
Número de canais tangenciais	$n_{f\ prim}$	2	$n_{f\ sec}$	4
Diâmetro do canal tangencial [m]	$d_{f\ prim}$	1×10^{-3}	$d_{f\ sec}$	1×10^{-3}
Diâmetro de saída externa do bocal [m]	$d_{sprimext}$	$2,70 \times 10^{-3}$	$d_{ssecext}$	$12,50 \times 10^{-3}$

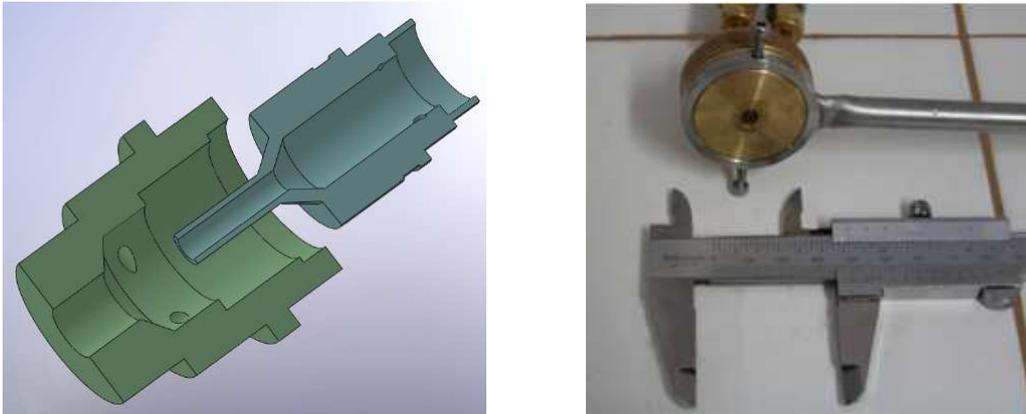


Figura 4.5 - Vista em corte e fotografia do injetor dual projetado.

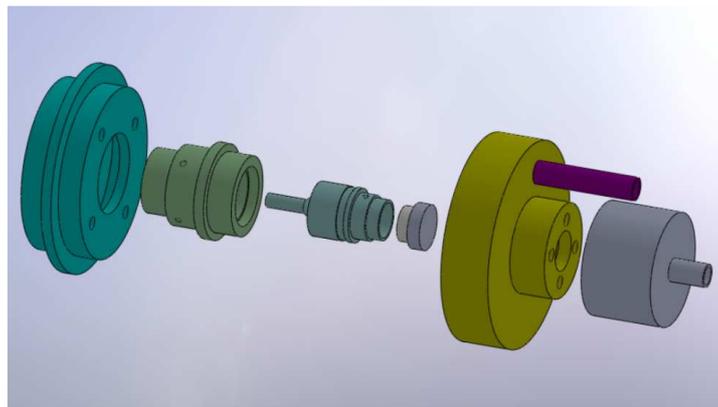


Figura 4.6 - Sistema de injeção e de alimentação do injetor.

4.3. Bancada de testes

Uma bancada para testes de injetores foi projetada e construída, visando o desenvolvimento de injetores em geral e, neste caso, o desenvolvimento de um injetor centrífugo dual. Um esquema da bancada é mostrado na Figura 4.7 a seguir.

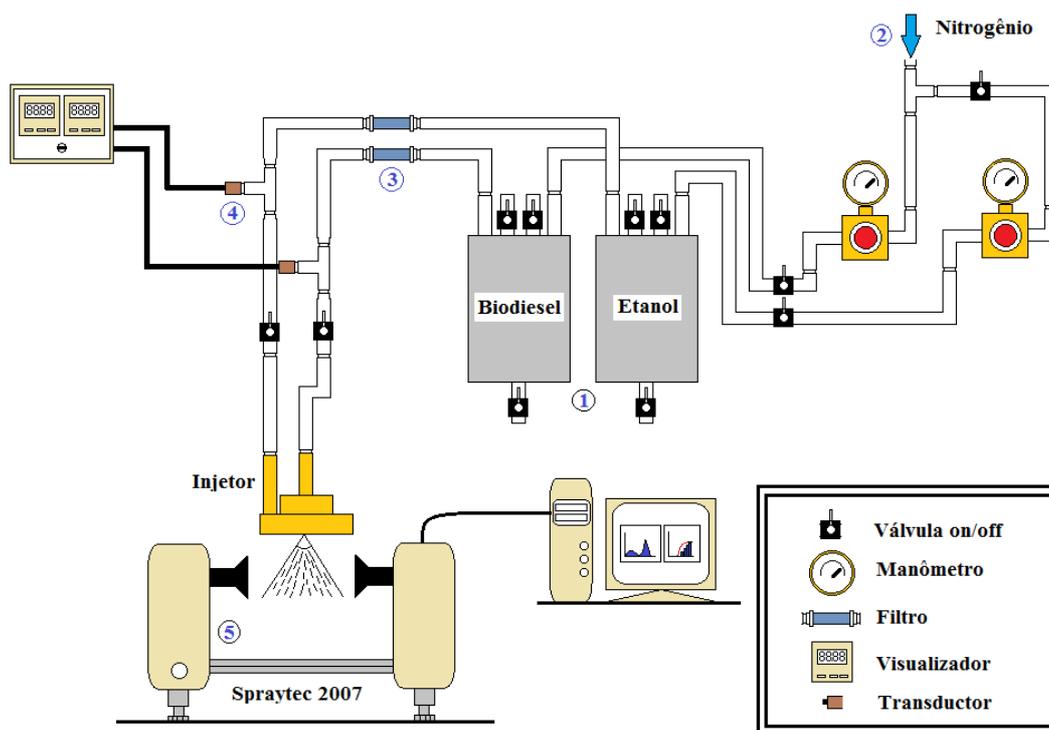


Figura 4.7 - Bancada para testes utilizada no ensaio dos injetores.

Os principais componentes da bancada são:

1. Dois tanques, com capacidade de 4 litros cada um, usados para armazenar os líquidos pesquisados.
2. Um cilindro de gás inerte, nitrogênio N_2 , com uma pressão interna de 200 bar e pressão de saída controlada por válvulas.
3. Dois filtros para cada linha com o fim de evitar o ingresso de impurezas que possam entupir os pequenos furos do injetor projetado.
4. Dois transdutores de pressão com seus respectivos visualizadores, os quais têm uma faixa de medição de 0 a 20 bar, com uma resolução de ± 0.1 bar cada um deles.

- Um sistema de difração laser Spraytec Malvern 2007, modelo STP5936 para aquisição de dados da distribuição de tamanhos de gotas geradas pelo injetor.

A Figuras 4.8 e 4.9 mostram, respectivamente, fotos dos tanques de armazenamento de líquidos e das válvulas reguladoras da bancada de testes. Na Figura 4.10 apresenta-se uma fotografia do sistema de difração laser Spraytec da empresa Malvern.

Nos capítulos a seguir são apresentados a metodologia experimental para a determinação dos coeficientes de descarga do injetor, os ângulos dos cones de saída das duas câmaras, as vazões mássicas, as pressões, as distribuições de massa na saída do injetor, as distribuições de diâmetros das gotas e os diâmetros médios das gotas.



Figura 4.8 - Tanques de armazenamento de líquidos.



Figura 4.9 - Válvulas reguladoras da bancada de testes.

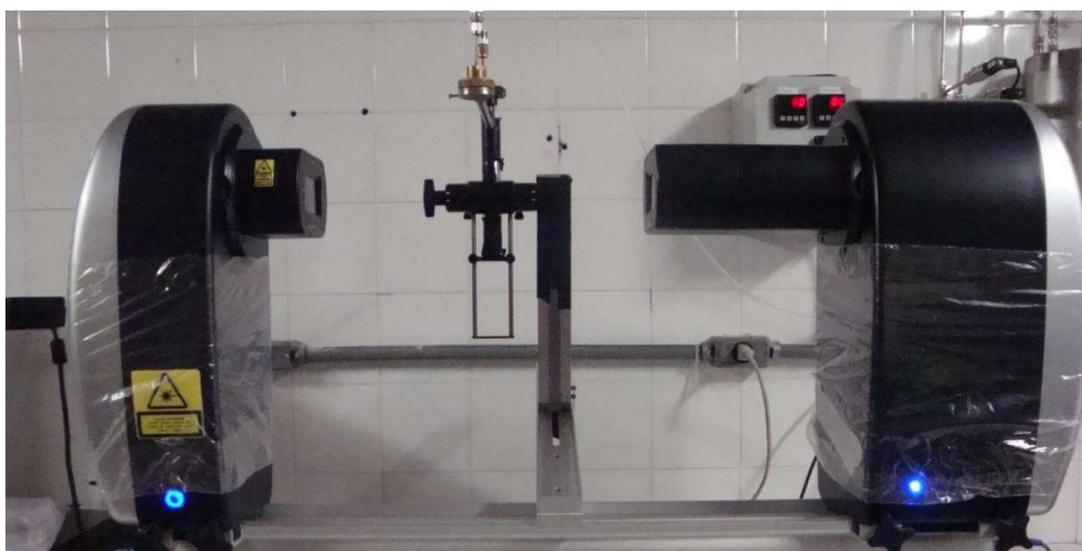


Figura 4.10 - O sistema de difração laser Spraytec Malvern 2007.

5 VAZÕES MÁSSICAS E COEFICIENTES DE DESCARGA

Neste capítulo são apresentados conceitos fundamentais e a metodologia experimental para determinação das vazões mássicas e dos coeficientes de descarga nas câmaras primária e secundária do injetor centrífugo dual. São apresentados gráficos com os resultados experimentais em testes realizados com água, etanol e biodiesel, fazendo-se uma comparação com os resultados teóricos.

5.1. Vazão mássica ideal (\dot{m}_{ideal})

Desprezando as perdas viscosas no escoamento e as perdas por atrito nas paredes internas do injetor, pode-se determinar a velocidade teórica no orifício de saída do injetor pela aplicação da equação de Bernoulli entre a seção de injeção e a seção de saída, resultando:

$$u_s = \sqrt{\frac{2 \Delta P}{\rho_L}} \quad (5.1)$$

A vazão mássica ideal pode ser calculada de

$$\dot{m}_{ideal} = \rho_L u_s A_s \quad (5.2)$$

Então, combinando as Eqs. (5.1) e (5.2), obtém-se a equação:

$$\dot{m}_{ideal} = \rho_L A_s \sqrt{\frac{2 \Delta P}{\rho_L}} \Rightarrow \dot{m}_{ideal} = A_s \sqrt{2 \rho_L \Delta P} \quad (5.3)$$

5.2. Vazão mássica experimental (\dot{m}_{exp})

Devido às perdas viscosas no escoamento e por atrito nas paredes internas do injetor a vazão mássica medida experimentalmente é diferente da vazão mássica ideal. Para determinar a vazão mássica real, em regime permanente, nas câmaras primária e secundária do injetor mede-se a quantidade de massa que passa pelas câmaras do injetor

durante um período de tempo especificado, a uma dada pressão de injeção. A variação de vazão mássica durante os períodos transientes inicial e final pode ser desprezada se for adotado um tempo total de medida Δt grande o suficiente. O processo experimental consiste em acumular o líquido passando pelo injetor em um recipiente, medindo-se a massa Δm do mesmo em uma balança analítica antes e depois do intervalo Δt . A vazão então é calculada por $\dot{m} = \Delta m / \Delta t$ para diferentes pressões de injeção, realizando-se 10 repetições para cada uma destas.

5.3. Coeficiente de descarga

O coeficiente de descarga de um injetor é definido como:

$$C_d = \frac{\text{vazão mássica experimental}}{\text{vazão mássica ideal}} \Rightarrow C_d = \frac{\dot{m}_{\text{exp}}}{\dot{m}_{\text{ideal}}} \quad (5.4)$$

Substituindo a Eq. (5.3) na Eq. (5.4), resulta:

$$C_d = \frac{\dot{m}_{\text{exp}}}{A_s \sqrt{2 \rho_L \Delta P}} \quad (5.5)$$

Para o caso da câmara secundária, a área interna do orifício de saída do injetor A_s da Eq. (5.5) deve ser substituída por $A_{s,sec} - A_{prim,ext}$, onde $A_{s,sec}$ e $A_{prim,ext}$ são a área interna da saída da câmara secundária e a área externa da saída da câmara primária, respectivamente. As áreas mencionadas referem-se às seções transversais dos orifícios.

O coeficiente de descarga nos injetores centrífugos é baixo devido à formação do núcleo de ar no orifício de saída do injetor em consequência do efeito centrífugo. Lefebvre (1989) comenta que um dos grandes desafios no estudo de atomizadores mecânicos centrífugos é o cálculo preciso do coeficiente de descarga. No presente estudo a vazão real é medida nos ensaios através do levantamento das curvas pressão-vazão para cada líquido a ser utilizado no experimento.

5.4. Formulações semi-empíricas para determinação do coeficiente de descarga para injetores centrífugos

Muitos pesquisadores desenvolveram correlações semi-empíricas entre os parâmetros que afetam o comportamento do coeficiente de descarga de um injetor. Algumas dessas correlações são apresentadas a seguir.

5.4.1. Carlisle

Este pesquisador evidencia os efeitos dos termos D_{cv}/d_s e L_{cv}/D_{cv} nos cálculos do coeficiente de descarga. Depois de realizar algumas correções experimentais encontrou a seguinte relação (KHAVKIN, 2004):

$$C_d^2 = 0.0616 \frac{D_{cv}}{d_s} \frac{A_f}{D_{cv} d_s} \quad (5.6)$$

5.4.2. Ritz – Lefebvre

Baseados em dados experimentais, Ritz e Lefebvre (1984) obtiveram a seguinte correlação, similar à deduzida por Carlisle:

$$C_d = 0.35 \left(\frac{A_f}{D_{cv} d_s} \right)^{0.5} \left(\frac{D_{cv}}{d_s} \right)^{0.25} \quad (5.7)$$

5.4.3. Jones

A equação de Jones de acordo com Lefebvre (1989) é uma das mais elaboradas, mas verifica-se que os termos $A_f/(D_{cv} d_s)$ e D_{cv}/d_s ainda são os parâmetros dominantes no cálculo do coeficiente de descarga:

$$C_d = 0.45 \left(\frac{d_s \rho_L V}{v_L} \right)^{-0.02} \left(\frac{l_s}{d_s} \right)^{-0.03} \left(\frac{L_{cv}}{D_{cv}} \right)^{0.05} \left(\frac{A_f}{D_{cv} d_s} \right)^{0.52} \left(\frac{D_{cv}}{d_s} \right)^{0.23} \quad (5.8)$$

5.4.4. Ballester – Dopazo

Ballester e Dopazo realizaram uma série de experimentos para investigar o efeito das dimensões e da pressão de entrada com a finalidade de deduzir uma relação para o coeficiente de descarga para óleos pesados, obtendo:

$$C_d = 1.335 \times 10^{-2} \left(\frac{A_f}{d_s D_{cv}} \right)^{0.3} d_s^{-0.41} \Delta P^{0.07} \quad (5.9)$$

5.5. Resultados obtidos para as vazões mássicas e os coeficientes de descarga

A seguir são apresentados os resultados obtidos para as vazões mássicas e os coeficientes de descarga nas câmaras primária e secundária do injetor centrífugo dual construído, em função da pressão de injeção.

5.5.1. Vazão mássica em função da pressão

Câmara primária

As Figuras 5.1, 5.2 e 5.3 mostram valores teóricos e experimentais da vazão mássica vs pressão de injeção para a câmara primária, empregando-se água, etanol e biodiesel, respectivamente, como líquido de injeção. A Figura 5.4 compara a vazão mássica experimental dos 3 líquidos na câmara primária em função da pressão de injeção.

Pode-se notar nas Figuras 5.1, 5.2 e 5.3 que as vazões mássicas teóricas e experimentais dos líquidos na câmara primária aumentam com o incremento da pressão de injeção a uma potência 0.5, conforme esperado. A vazão mássica teórica é maior que a experimental em virtude das perdas no escoamento e atrito nas paredes internas do injetor e, possivelmente, devido a erros das medições. Na Figura 5.4 pode-se observar que a vazão mássica experimental da água na câmara primária é a maior dos três fluidos para uma dada pressão, provavelmente decorrente da sua menor viscosidade. As vazões mássicas de etanol e biodiesel, medidas experimentalmente, são similares na câmara primária.

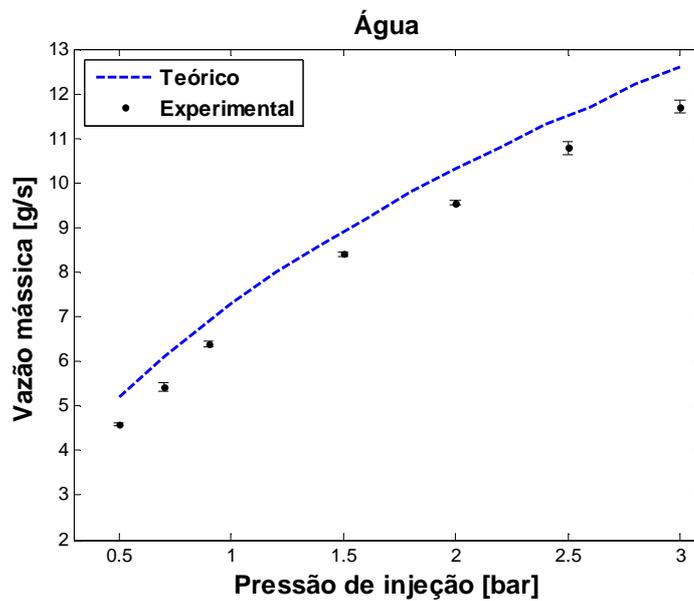


Figura 5.1 - Comparação dos valores teóricos e experimentais de vazão mássica versus pressão de injeção (manométrica) para a câmara primária utilizando água como líquido de injeção.

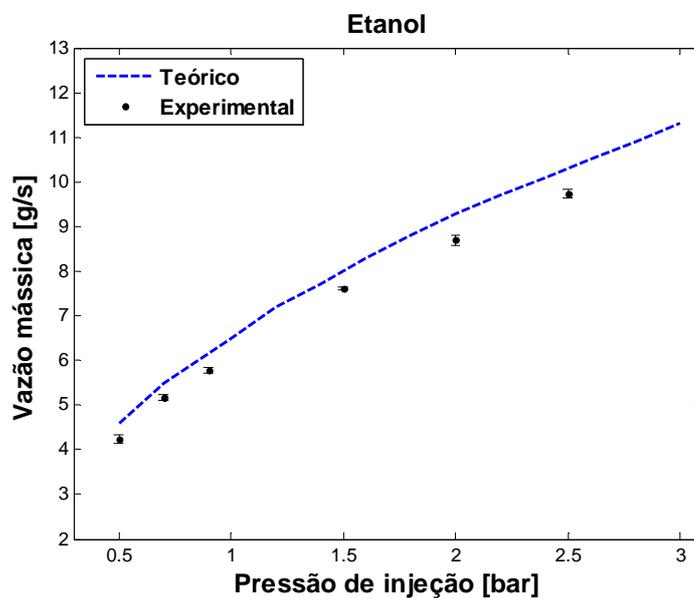


Figura 5.2 - Comparação dos valores teóricos e experimentais de vazão mássica versus pressão de injeção (manométrica) para a câmara primária utilizando etanol hidratado como líquido de injeção.

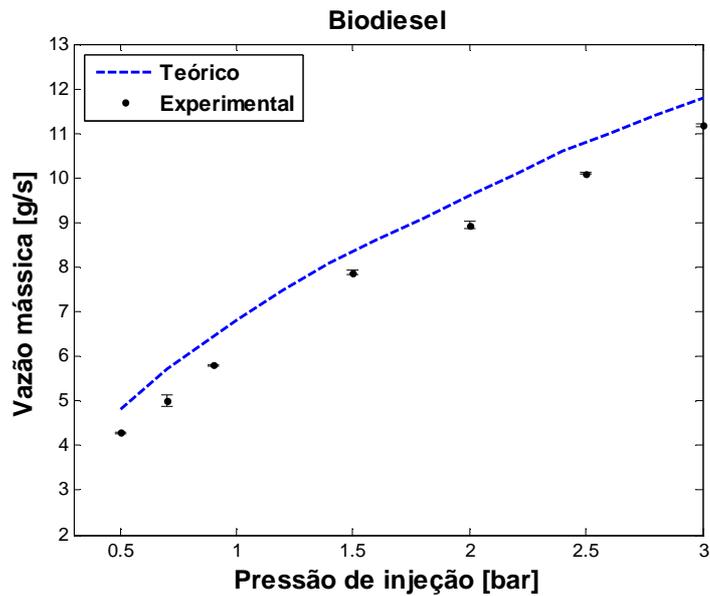


Figura 5.3 - Comparação dos valores teóricos e experimentais de vazão mássica versus pressão de injeção (manométrica) para a câmara primária utilizando biodiesel de soja como líquido de injeção.

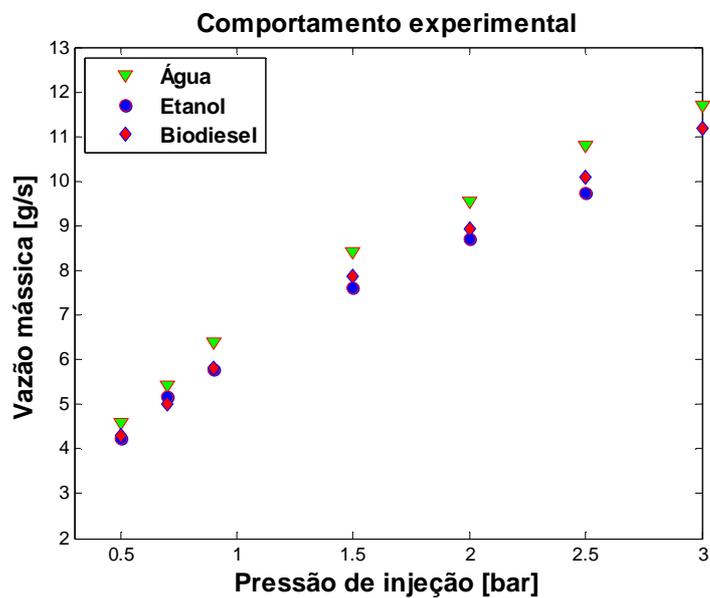


Figura 5.4 - Comparação dos valores experimentais de vazão mássica obtidos para os diferentes líquidos injetados na câmara primária.

Câmara secundária

As Figuras 5.5, 5.6 e 5.7 mostram os valores teóricos e experimentais da vazão mássica versus a pressão de injeção para a câmara secundária do injetor, empregando-se água, etanol e biodiesel, respectivamente, como líquido de injeção.

A Figura 5.8 mostra uma comparação da vazão mássica experimental na câmara secundária do injetor em função da pressão de injeção para os três líquidos usados.

Pode-se também notar nas Figuras 5.5, 5.6 e 5.7 que as vazões mássicas dos líquidos aumentam com o incremento da pressão de injeção, a uma potência 0,5, conforme esperado. A vazão mássica teórica na câmara secundária é relativamente próxima da vazão mássica experimental, comparando-se com a câmara primária. Verifica-se que a câmara secundária apresenta vazões mássicas mais elevadas que a câmara primária e, conseqüentemente, as perdas viscosas são menos importantes na câmara secundária do que na câmara primária.

Na Figura 5.8 verifica-se que a vazão mássica da água na câmara secundária, medida experimentalmente, é a maior dos três fluidos de injeção, do mesmo modo que ocorreu na câmara primária. A vazão mássica de biodiesel é ligeiramente menor que a de etanol na câmara secundária.

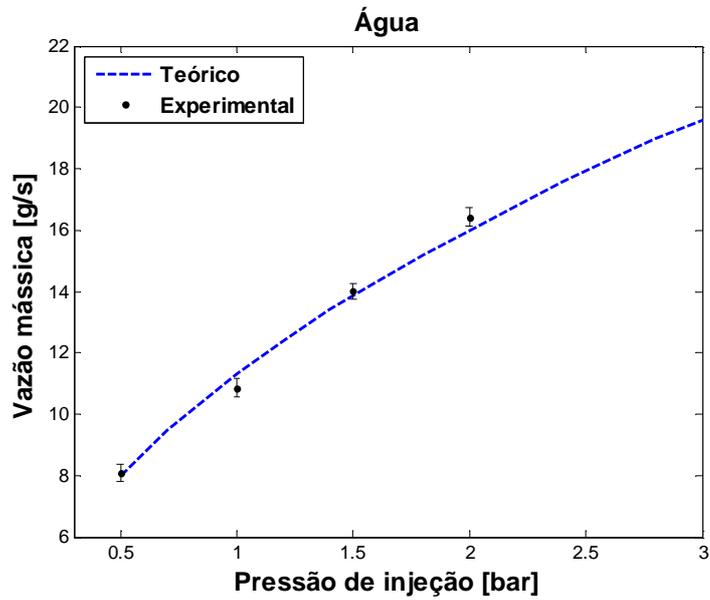


Figura 5.5 - Comparação dos valores teóricos e experimentais de vazão mássica versus pressão de injeção (manométrica) para a câmara secundária utilizando água como líquido de injeção.

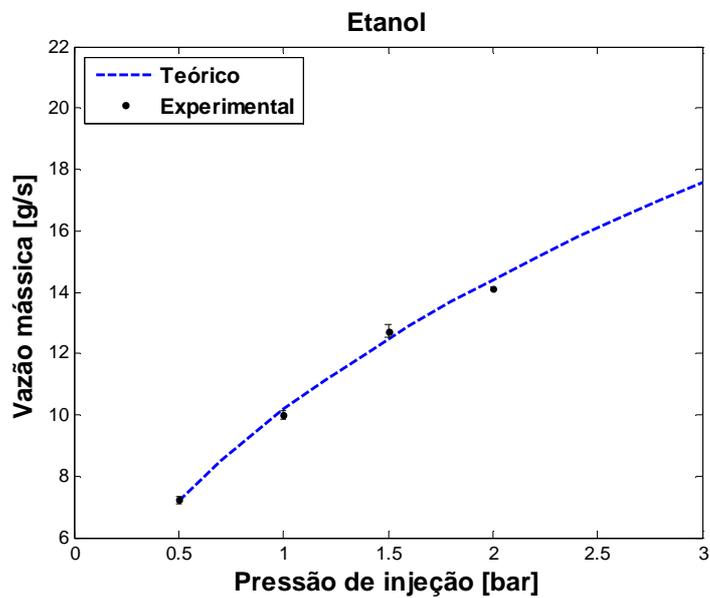


Figura 5.6 - Comparação dos valores teóricos e experimentais de vazão mássica versus pressão de injeção (manométrica) para a câmara secundária utilizando etanol hidratado como líquido de injeção.

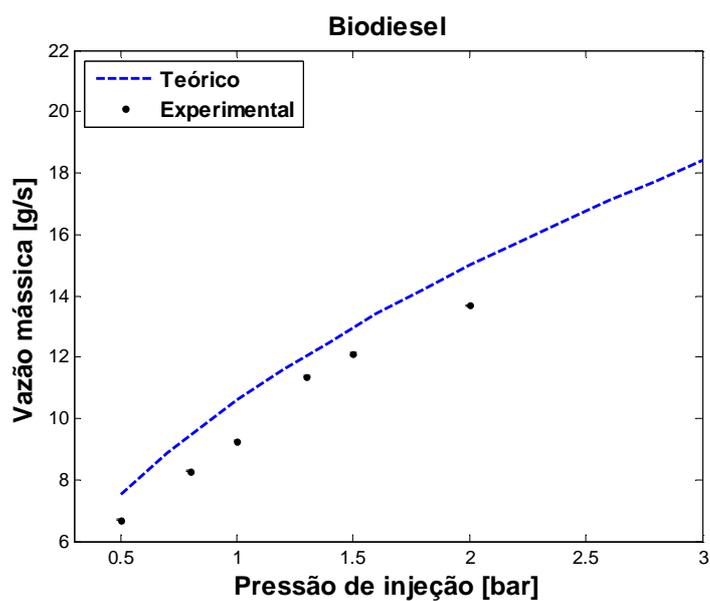


Figura 5.7 - Comparação dos valores teóricos e experimentais de vazão mássica versus pressão de injeção (manométrica) para a câmara secundária utilizando biodiesel de soja como líquido de injeção.

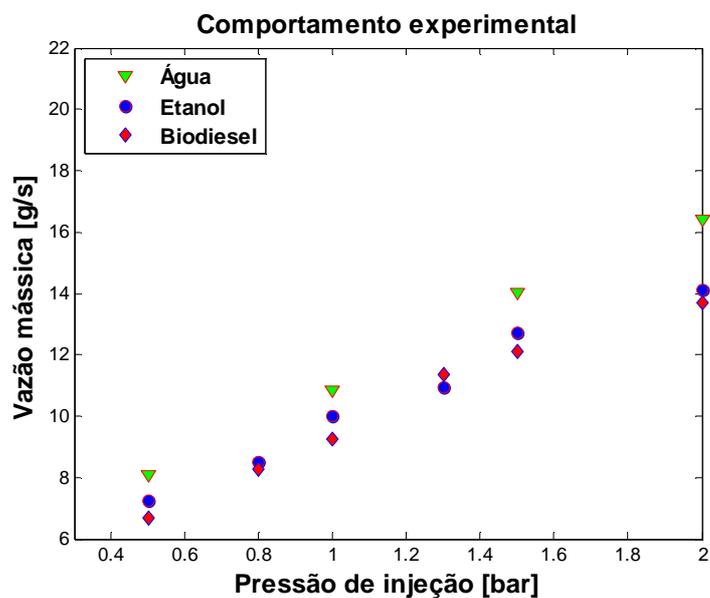


Figura 5.8 - Comparação dos valores experimentais de vazão mássica obtidos para os diferentes líquidos injetados na câmara secundária.

Vazão mássica da mistura de etanol e biodiesel

Neste caso são injetados simultaneamente etanol hidratado na câmara primária e biodiesel de soja na câmara secundária, considerando a mesma pressão de injeção nas duas câmaras, esta configuração escolhida gera um spray resultante dos dois líquidos a pressões relativamente baixas isto devido à diferença da viscosidade dos dois líquidos injetados. A Figura 5.9 mostra os resultados teóricos e experimentais da vazão total dos biocombustíveis em função da pressão de injeção.

Nota-se na Figura 5.9 que, do mesmo modo que nos casos anteriores, as vazões mássicas experimental e teórica aumentam a uma potência 0,5 da pressão de injeção. As vazões mássicas experimental e teórica para os dois fluidos injetados simultaneamente são a soma das vazões medidas e calculadas para cada fluido separadamente.

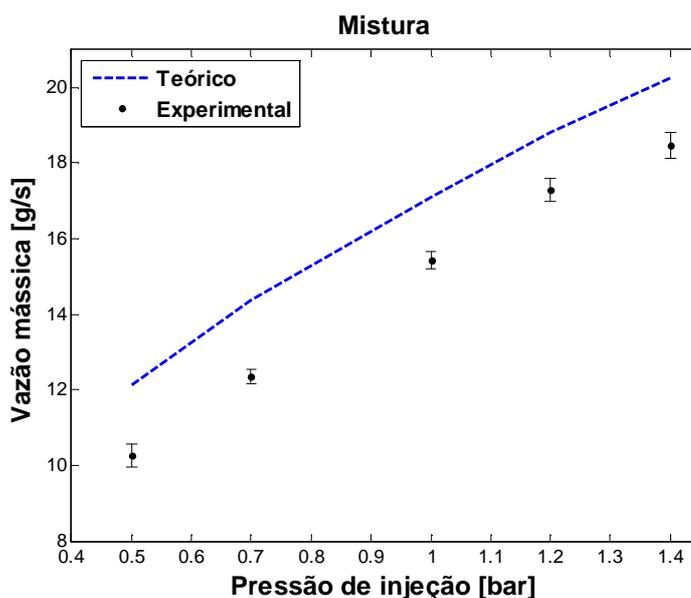


Figura 5.9 - Comparação dos valores teóricos e experimentais da vazão mássica total da mistura de etanol hidratado, na câmara primária, e biodiesel de soja, na câmara secundária do injetor centrífugo dual.

5.5.2 Coeficientes de descarga em função da pressão de injeção

A seguir são apresentados os coeficientes de descarga das câmaras do injetor centrífugo dual, calculados a partir da Equação (5.5), em função da pressão de injeção.

Câmara primária

As Figuras 5.10, 5.11 e 5.12 comparam os valores dos coeficientes de descarga obtidos das formulações semi-empíricas e teórica (Capítulo 3) com os valores dos coeficientes de descarga experimentais na câmara primária, empregando-se água, etanol e biodiesel, respectivamente.

Verifica-se nas Figuras 5.10, 5.11 e 5.12 que para água e etanol as formulações de Jones e Ritz-Lefebvre aproximam-se aos valores experimentais dos ensaios com a câmara primária. Com isto pode-se indicar que para fluidos como a água e o etanol hidratado a constante geométrica do injetor tem uma influência maior na determinação do coeficiente de descarga.

No caso do biodiesel de soja que tem um valor de viscosidade alta em comparação com os demais líquidos utilizados, a equação de Carlisle pode aproximar-se ao comportamento do coeficiente de descarga experimental obtido. Note-se que a equação de Carlisle também considera os parâmetros geométricos como termos relevantes no momento de prever o coeficiente de descarga.

Na Figura 5.13 é apresentada uma comparação dos valores experimentais obtidos para os diferentes líquidos injetados pela câmara primária.

Nota-se que, na câmara primária, os coeficientes de descarga do etanol e da água são maiores que o coeficiente de descarga do biodiesel, provavelmente devido à sua maior viscosidade. Para pressões baixas o coeficiente de descarga do etanol é ligeiramente maior que o coeficiente de descarga da água.

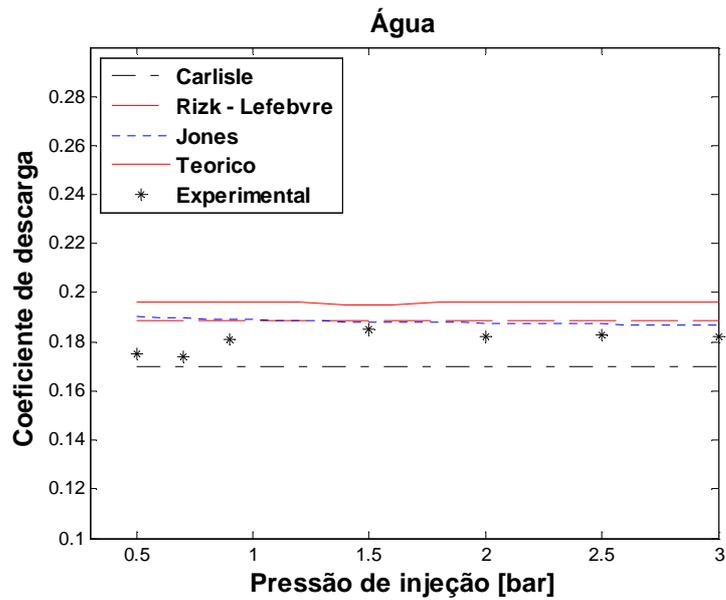


Figura 5.10 - Comparação dos valores teóricos, semi-empíricos e experimentais do coeficiente de descarga da câmara primária utilizando água como líquido de injeção.

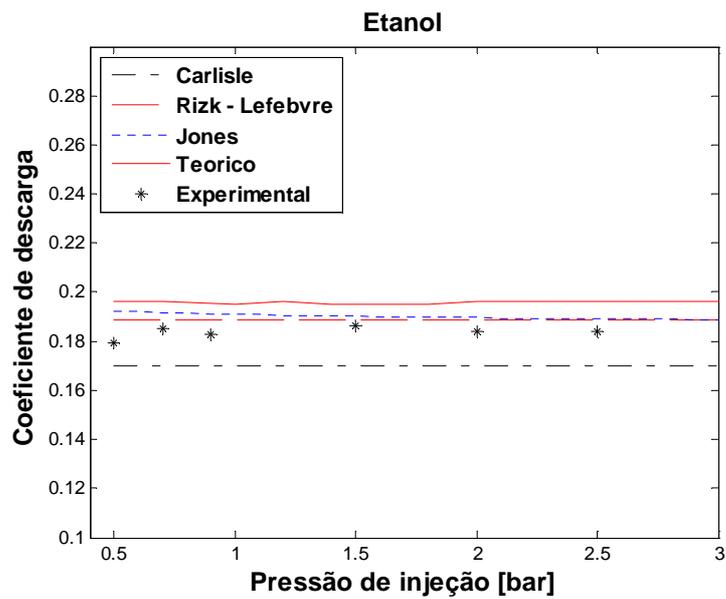


Figura 5.11 - Comparação dos valores teóricos, semi-empíricos e experimentais do coeficiente de descarga da câmara primária utilizando etanol hidratado como líquido de injeção.

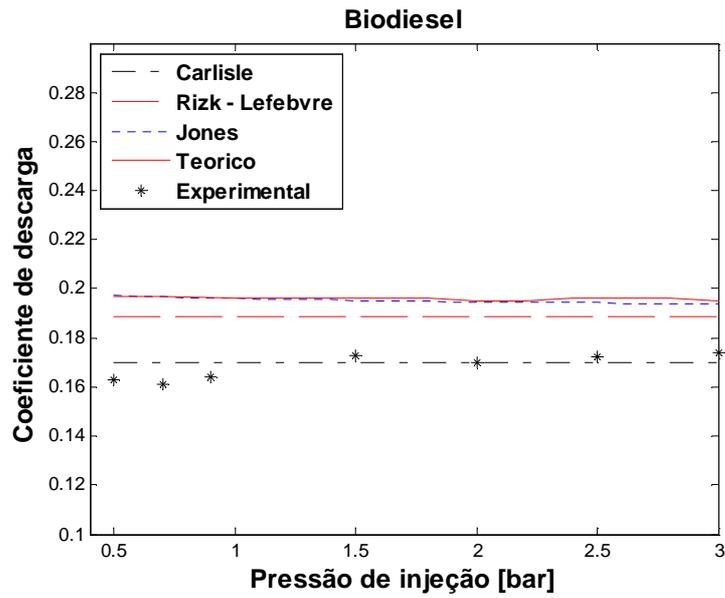


Figura 5.12 - Comparação dos valores teóricos, semi-empíricos e experimentais do coeficiente de descarga da câmara primária utilizando biodiesel de soja como líquido de injeção.

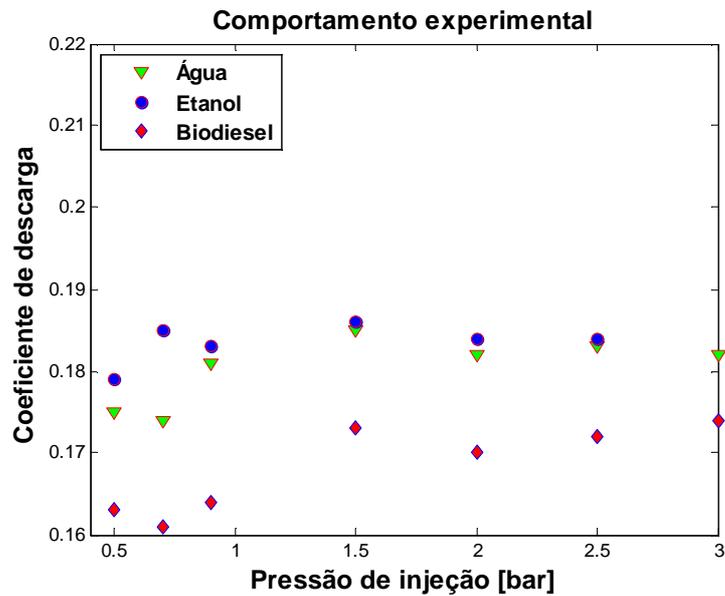


Figura 5.13 - Comparação dos valores experimentais do coeficiente de descarga da câmara primária em função da pressão de trabalho para os diferentes líquidos injetados.

Câmara secundária

As Figuras 5.14, 5.15 e 5.16 comparam os valores dos coeficientes de descarga teóricos (Capítulo 3) com os valores dos coeficientes de descarga experimentais na câmara secundária, empregando-se água, etanol e biodiesel, respectivamente.

A Figura 5.17 mostra uma comparação dos coeficientes de descarga experimentais da câmara secundária obtidos para os diferentes líquidos injetados.

O modelo teórico apresentado no Capítulo 3 consegue prever o comportamento do coeficiente de descarga da água (Figura 5.14) já que para este fluido foi realizada uma correção na Equação 3.72 que consiste em multiplicar esta equação por 0,562, constante obtida a partir dos dados experimentais coletados. Com essa mesma equação corrigida foram calculados teoricamente os valores do coeficiente de descarga para o etanol e o biodiesel de soja (Figuras 5.15 e 5.16) os quais não têm uma diferença apreciável entre os valores experimentais medidos.

Nas figuras mostradas verifica-se que coeficientes de descarga experimentais na câmara secundária não variam significativamente com a pressão. Os coeficientes de descarga experimentais da câmara secundária variam de cerca de 0,075 a 0,095 e são menores que os coeficientes de descarga experimentais da câmara primária que variam de 0,16 a 0,187, aproximadamente.

Os coeficientes de descarga teóricos dos três fluidos na câmara secundária são aproximadamente iguais e em torno de 0,095. Observa-se na Figura 5.17 que os coeficientes de descarga experimentais da água são maiores que os coeficientes de descarga do etanol e do biodiesel na câmara secundária.

Pode-se notar também que os coeficientes de descarga não seguem o mesmo comportamento das vazões mássicas nas duas câmaras.

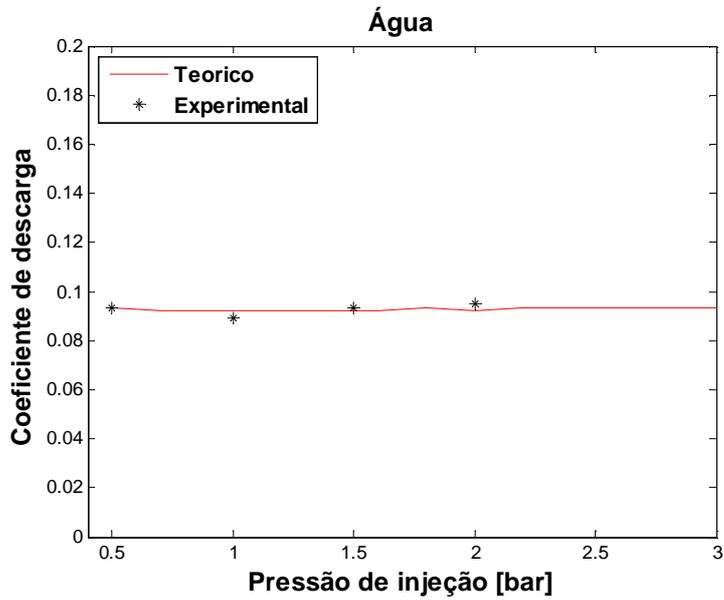


Figura 5.14 - Comparação dos valores teóricos e experimentais dos coeficientes de descarga da câmara secundária em função da pressão de injeção (manométrica) utilizando água como líquido de injeção.

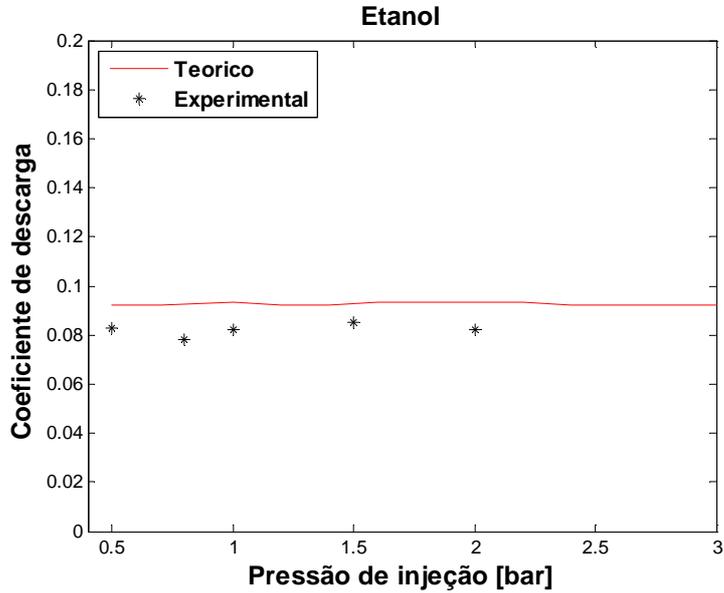


Figura 5.15 - Comparação dos valores teóricos e experimentais dos coeficientes de descarga da câmara secundária em função da pressão de injeção (manométrica) utilizando etanol hidratado como líquido de injeção.

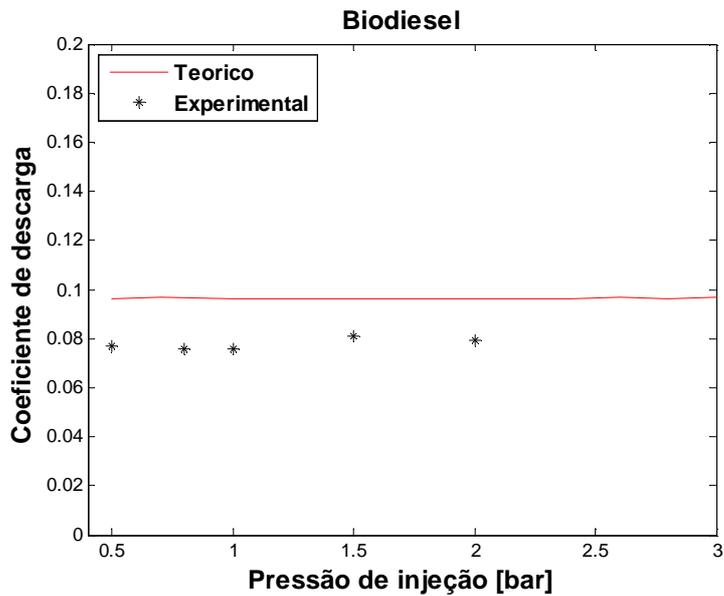


Figura 5.16 - Comparação dos valores teóricos e experimentais dos coeficientes de descarga da câmara secundária em função da pressão de injeção (manométrica) utilizando biodiesel de soja como líquido de injeção.

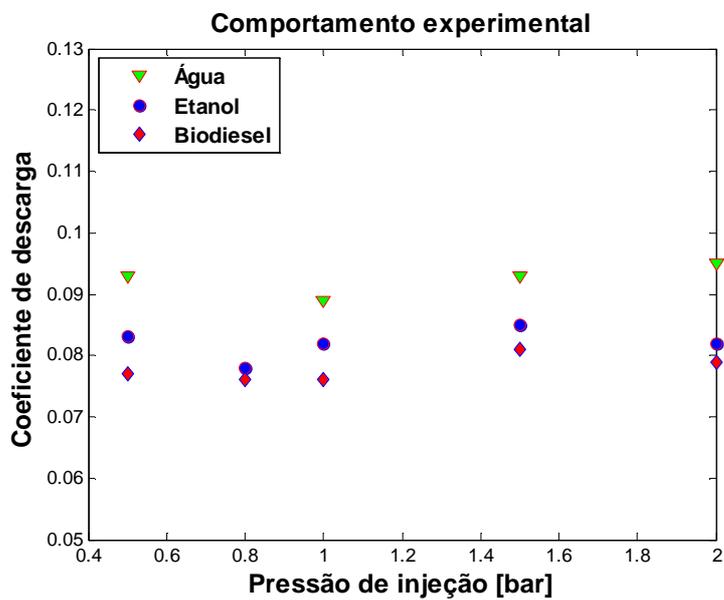


Figura 5.17 - Comparação dos valores experimentais obtidos do coeficiente de descarga em função da pressão de injeção (manométrica) para os diferentes líquidos injetados na câmara secundária.

5.5.3 Coeficiente de descarga em função da vazão mássica

A seguir mostra-se o comportamento dos coeficientes de descarga em função da vazão mássica do líquido de injeção nas duas câmaras do injetor centrífugo dual.

Câmara primária

As Figuras 5.18, 5.19 e 5.20 comparam os valores experimentais e teóricos do coeficiente de descarga na câmara primária para água, etanol hidratado e o biodiesel de soja, respectivamente, em função da vazão mássica dos líquidos.

A Figura 5.21 mostra uma comparação dos valores experimentais dos coeficientes de descarga na câmara primária para os três líquidos injetados, em função da vazão mássica dos líquidos.

Observa-se nas Figuras 5.18, 5.19 e 5.20 que os coeficientes de descarga experimentais crescem ligeiramente com a vazão mássica enquanto os coeficientes de descarga teóricos são aproximadamente constantes na câmara primária.

O coeficiente de descarga teórico é similar, em torno de 0,19 para os três líquidos na câmara primária.

Verifica-se na Figura 5.21 que o biodiesel apresenta os menores coeficientes de descarga na câmara primária enquanto a água e etanol apresentam coeficientes de descarga similares, em função da vazão mássica.

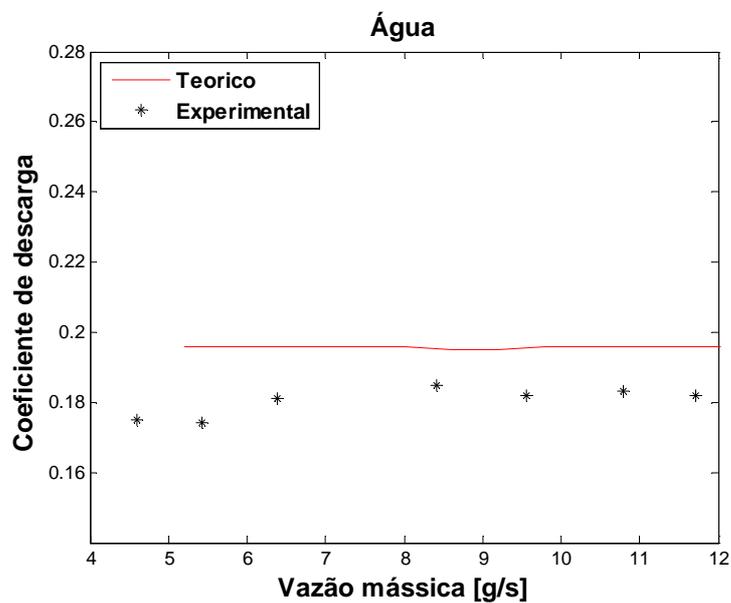


Figura 5.18 - Comparação dos valores teóricos e experimentais dos coeficientes de descarga da câmara primária em função da vazão mássica, utilizando água como líquido de injeção.

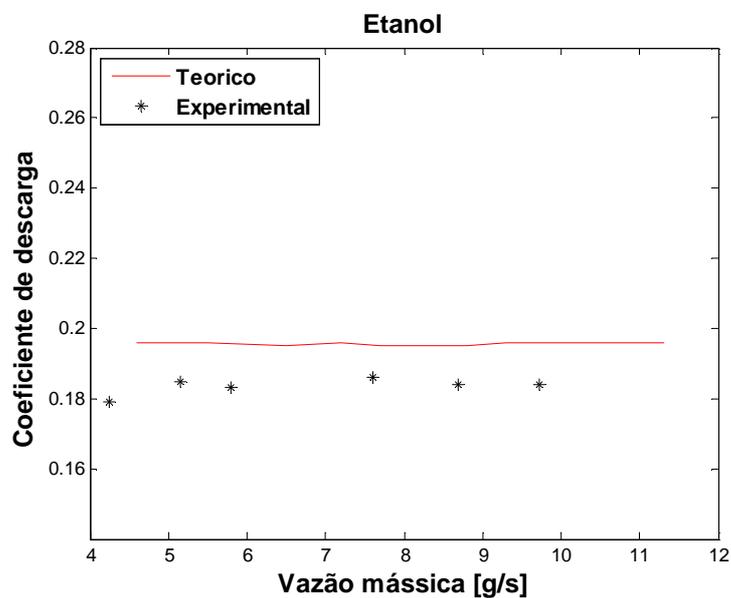


Figura 5.19 - Comparação dos valores teóricos e experimentais dos coeficientes de descarga da câmara primária em função da vazão mássica, utilizando etanol hidratado como líquido de injeção.

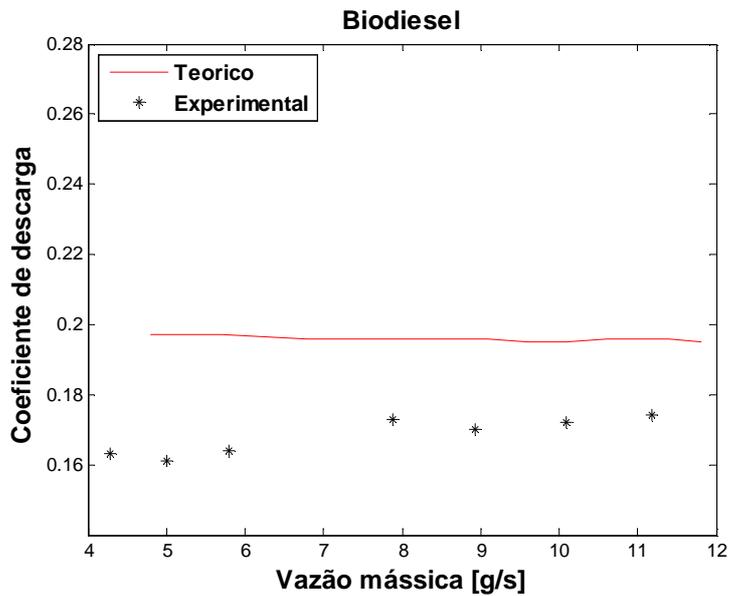


Figura 5.20 - Comparação dos valores teóricos e experimentais dos coeficientes de descarga da câmara primária em função da vazão mássica, utilizando biodiesel de soja B100 como líquido de injeção.

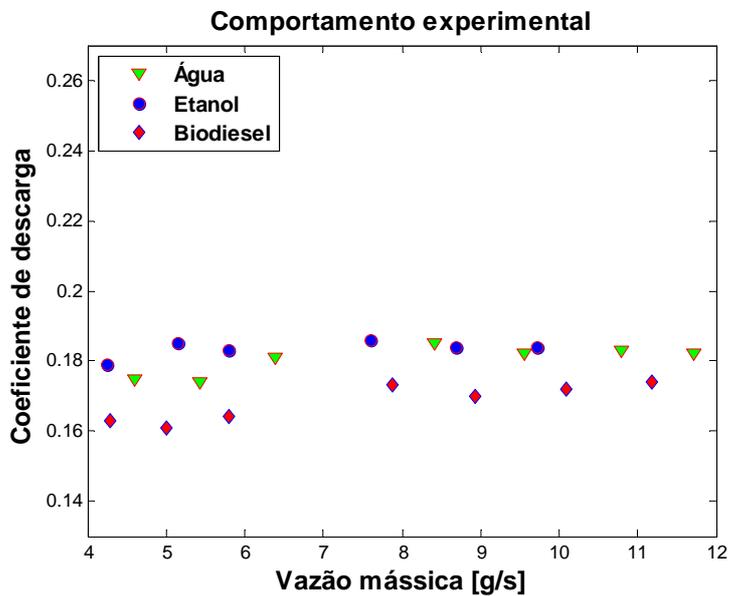


Figura 5.21 - Comparação dos valores experimentais obtidos do coeficiente de descarga em função da vazão mássica para os diferentes líquidos injetados na câmara primária.

Câmara secundária

As Figuras 5.22, 5.23 e 5.24 comparam os valores experimentais e teóricos do coeficiente de descarga na câmara secundária para água, etanol hidratado e o biodiesel de soja, respectivamente, em função da vazão mássica dos líquidos.

A Figura 5.25 mostra uma comparação dos valores experimentais dos coeficientes de descarga na câmara secundária para os três líquidos injetados, em função da vazão mássica dos líquidos.

Observa-se nas Figuras 5.22, 5.23 e 5.24 que, na câmara secundária, os coeficientes de descarga experimentais não variam significativamente com a vazão mássica de água enquanto os coeficientes de descarga teóricos são aproximadamente constantes.

Na Figura 5.22 observa-se que os valores experimentais e teóricos dos coeficientes de descarga têm um comportamento similar para a injeção da água na câmara secundária. Nos casos de injeção de etanol e biodiesel, apresentados nas Figuras 5.23 e 5.24, pode-se ver uma diferença considerável entre os valores teóricos e experimentais do coeficiente de descarga, sendo os coeficientes experimentais menores que os teóricos na câmara secundária.

Observa-se na Figura 5.25 que os coeficientes de descarga experimentais da água não variam significativamente com a vazão mássica de água e são maiores que os coeficientes de descarga do etanol e do biodiesel que apresentam uma diferença relativamente pequena entre si.

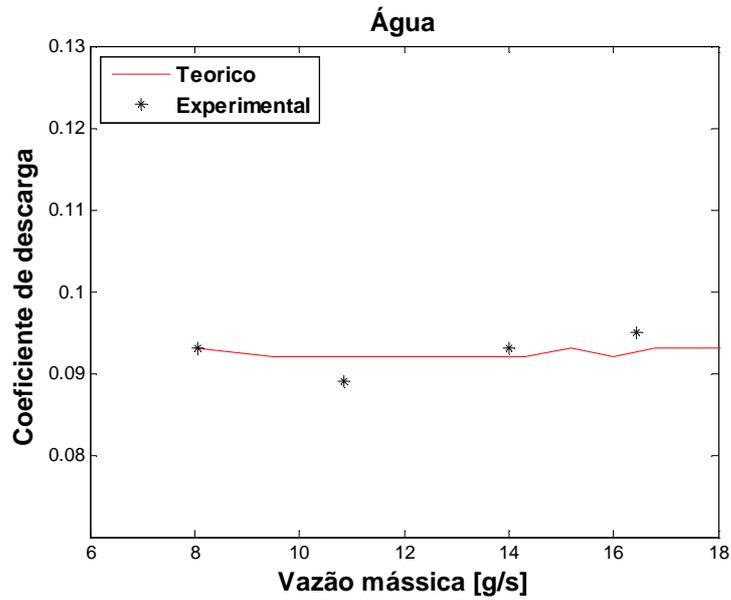


Figura 5.22 - Comparação dos valores teóricos e experimentais dos coeficientes de descarga da câmara secundária em função da vazão mássica, utilizando água como líquido de injeção.

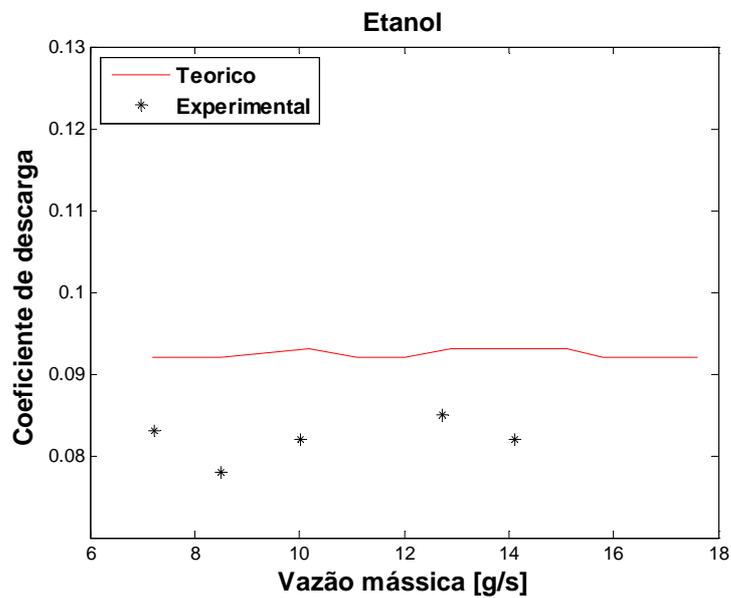


Figura 5.23 - Comparação dos valores teóricos e experimentais dos coeficientes de descarga da câmara secundária em função da vazão mássica, utilizando etanol hidratado como líquido de injeção.

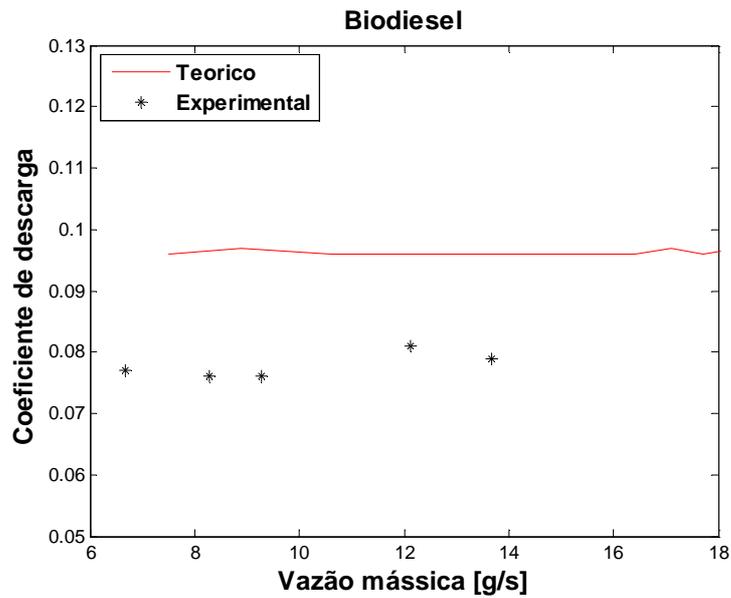


Figura 5.24 - Comparação dos valores teóricos e experimentais dos coeficientes de descarga da câmara secundária em função da vazão mássica, utilizando biodiesel de soja B100 como líquido de injeção.

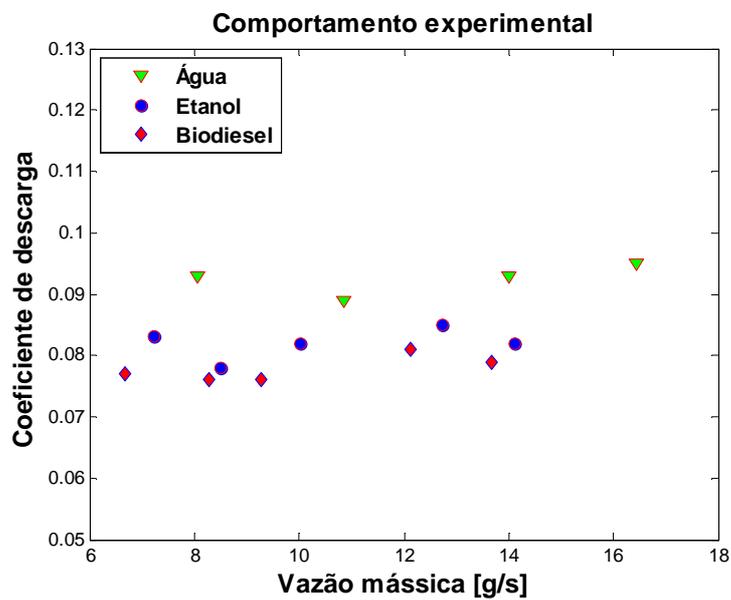


Figura 5.25 - Comparação dos valores experimentais do coeficiente de descarga em função da vazão mássica para os diferentes líquidos injetados na câmara secundária.

6 ÂNGULO DE CONE DO SPRAY

O *spray* do líquido produzido na saída de um injetor centrífugo tem o formato aproximado de um cone oco. Em geral, quanto maior é o ângulo de cone do *spray* maior é o contato das gotas do líquido ejetado com o ar ambiente, o que melhora a atomização e a transferência de calor e massa. Por outro lado, a redução do ângulo de cone melhora o desempenho da ignição e amplia os limites de estabilidade (ORTMANN et al. 1985). Embora o ângulo de cone seja uma característica externa importante de um *spray*, o ângulo do *spray* não é constante ao longo do seu comprimento. Devido às interações do líquido combustível com o ar, a curva do *spray* tem na realidade a forma aproximada de um sino, apresentando assim uma dificuldade de medição do ângulo do cone (ver Figura 6.1). Normalmente, a medição desta característica externa é definida como o ângulo (2α) formado por duas linhas retas projetadas em um plano a partir do orifício de descarga do injetor, a uma distância especificada.

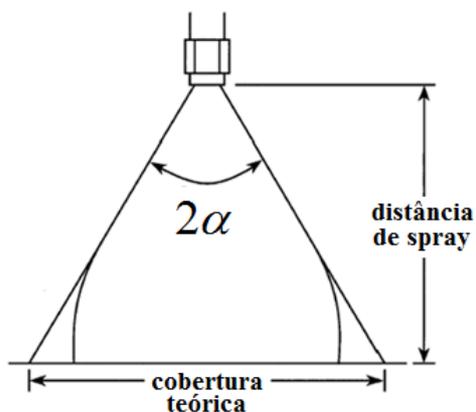


Figura 6.1 - Definição do ângulo de cone.

Existem muitos estudos teóricos e experimentais com o fim de entender os fatores que regulam o comportamento do ângulo de cone formado pelos injetores centrífugos. A seguir é apresentado um breve resumo de algumas das correlações encontradas na literatura referentes à determinação do ângulo de cone do *spray*.

6.1. Formulações teóricas do ângulo de *spray*

Giffen – Muraszew

Giffen e Muraszew analisaram o escoamento de um líquido não viscoso em um injetor centrífugo (CHEN et al., 1992) e obtiveram uma expressão para o semi-ângulo do cone α do *spray* em função apenas da geometria do injetor:

$$\sin \alpha = \frac{(\pi/2)(1-\varepsilon)^{1.5}}{K(1+\sqrt{\varepsilon})(1+\varepsilon)^{0.5}} \quad (6.1)$$

Esta equação relaciona as dimensões do injetor, o tamanho do núcleo de ar gerado dentro da câmara de vórtice e o ângulo médio do cone do *spray*. Para eliminar uma destas variáveis, Giffen e Muraszew (1953) aplicaram a condição de que o tamanho do núcleo de ar no orifício acontece sempre na condição de escoamento máximo, então derivaram a seguinte expressão para K em termos de ε .

$$K = \frac{\pi(1-\varepsilon)^{1.5}}{\sqrt{32\varepsilon}} \quad (6.2)$$

Como o valor de ε é uma função apenas de K , o ângulo do cone de *spray*, teóricamente, é uma função única desta constante geométrica do injetor e é independente das propriedades do líquido e da pressão de injeção.

Taylor

A teoria de Taylor (KHAVKIN, 2004) encontra-se baseada na análise da componente de velocidade axial e sugere que o ângulo de cone do *spray* fique determinado unicamente pela geometria da câmara de vórtice. O ângulo de cone é uma função da razão de área dos furos de entrada tangenciais e o produto do diâmetro da câmara de vórtice e do diâmetro de saída do injetor. Esse relacionamento é exclusivo somente para fluidos não viscosos. Esta proposta é modificada na prática devido aos efeitos viscosos, que dependem da forma e da área da superfície molhada, expressa nas relações D_{cv}/d_s ,

L_{cv}/D_{cv} e l_s/d_s . Esta teoria geralmente é aceita para a análise de injetores com ângulos de cone grandes.

$$\cos \alpha = \frac{(1-r_s^2)}{2C_d} + \frac{C_d}{2(1-r_s^2)} + \frac{C_d}{K^2} \ln(r_s) \quad (6.3)$$

Ritz – Lefebvre

Ritz e Lefebvre (RITZ et al., 1985), derivaram uma equação para calcular o ângulo de cone de pulverização em termos de ε :

$$\cos_{\max}^2 \alpha = \frac{1-\varepsilon}{1+\varepsilon} \quad (6.4)$$

Neste caso ε encontra-se relacionado diretamente com a espessura do filme líquido na saída do orifício de descarga do injetor, pois a diferença entre o diâmetro do núcleo de ar e do orifício de descarga é igual ao dobro da espessura do filme líquido.

$$\varepsilon = \frac{(d_s - 2h_s)^2}{d_s^2}$$

Alamovije – Weber

Alguns pesquisadores como Alamovije (russo) e Weber (alemão) (DING-YUAN, 1987) indicam que o ângulo do *spray* encontra-se determinado pela relação das velocidades tangencial e axial do *spray* centrífugo gerado com o diâmetro médio da seção transversal do bico de saída do injetor. Eles encontraram a seguinte expressão:

$$\alpha = \tan^{-1} \left\{ \frac{(1-\varepsilon)\sqrt{8}}{(1+\sqrt{1-\varepsilon})\sqrt{\varepsilon}} \right\} \quad (6.5)$$

Lu Ding-yuan

A expressão para determinar o ângulo de cone de um injetor centrífugo desenvolvida por Lu Ding-yuan (DING-YUAN, 1987) considera somente a relação de pressão que experimenta o líquido de trabalho na saída do injetor:

$$\alpha = \tan^{-1} \frac{32(1-\varepsilon)^2}{(1+\sqrt{1-\varepsilon})^4} \quad (6.6)$$

6.2. Formulações semi-empíricas do ângulo de spray

Tanasawa – Kobayasi

A equação de Tanasawa e Kobayasi (LEFEBVRE, 1989) para calcular o ângulo de cone considera somente os parâmetros geométricos do injetor e não pode prever o efeito da viscosidade do líquido de trabalho:

$$2\alpha = 180^\circ - 2 \arctan \left[\frac{4}{\pi} K \left(1.37 + 26.9 e^{-11.1(\sqrt{A_t}/d_s)} \right) \right] \quad (6.7)$$

Ballester – Dopazo

Os pesquisadores Ballester e Dopazo (BALLESTER et al., 1994) encontraram uma relação semi-empírica para determinar o ângulo de cone de um injetor centrífugo, onde consideram a viscosidade e a pressão de trabalho dos líquidos, além das características geométricas do injetor. Esta relação proposta foi desenvolvida para óleos pesados:

$$2\alpha = 0.2197 K^{-0.39} d_s^{0.63} v^{-0.91} \Delta P^{0.42} \quad (6.8)$$

Rizk – Lefebvre

Estes pesquisadores estudaram o comportamento dos efeitos das propriedades do líquido, dos parâmetros geométricos do injetor, e a pressão de injeção sobre a espessura do filme líquido, com estas observações eles derivaram a seguinte equação dimensionalmente correta para o ângulo de *spray*:

$$2\alpha = 6K^{-0.15} \left(\frac{\Delta P d_s^2 \rho}{v^2} \right)^{0.11} \quad (6.9)$$

De acordo com a Equação 6.9, o ângulo de cone do *spray* incrementa quando existe um incremento no diâmetro do orifício de descarga, a densidade do líquido e pressão de injeção, devido a isto ocorre uma diminuição quando incrementa a viscosidade do líquido.

Benjamin

Benjamin (1998) validou sua equação utilizando sua base de dados e modificando os coeficientes indicados por Rizk e Lefebvre para bicos de grande escala, encontrou a seguinte relação dada por:

$$2\alpha = 9.75K^{-0.287} \left(\frac{\Delta P d_s^2 \rho}{v^2} \right)^{0.067} \quad (6.10)$$

6.3. Efeitos do fluido real sobre o ângulo de cone de spray

Nieuwkamp (1985) foi o primeiro a observar que o efeito Coanda aparece na estrutura do *spray* e altera o ângulo do *spray*. Este efeito é devido à tensão superficial no bico de saída do injetor no momento em que o jato é pulverizado e a abertura do ângulo começa a expandir-se. O líquido é retardado como consequência da tensão superficial e os efeitos viscosos. Em seguida, o efeito de Bernoulli tem lugar para fornecer uma variação da pressão ao longo do filme líquido. Nieuwkamp refere-se ao ângulo do spray resultante como o "ângulo de força" e do ângulo de spray não viscoso, como o "ângulo construído". O efeito Coanda no ângulo de spray pode ser influenciado pela chanfradura na saída do bocal. Altas pressões de operação e de velocidade produzem uma redução do efeito Coanda, ou seja, as forças de inércia são mais intensas que as forças de tensão superficial. Nieuwkamp indicou que a gravidade poderia reduzir o ângulo do cone gerado se o bico está apontando para baixo e incrementar o ângulo se o bico está apontando para cima. O grau deste efeito depende da força relativa do campo de força gravitacional que atua sobre o spray, em comparação com os efeitos de inércia, do tamanho do bico e da velocidade do jato ejetado.

A quebra prematura do filme líquido ocorre em altas velocidades e pressões, o que influencia no ângulo do spray. No entanto, alguns trabalhos experimentais mencionam que a tensão superficial não tem nenhum efeito sobre o ângulo de cone (GIFFEN e MASSEY, 1950, e WANG e LEFEBVRE, 1987).

6.4. Medição experimental do ângulo de cone do *spray*

A Figura 6.2 mostra uma imagem do arranjo experimental para a medição do ângulo de cone do *spray* ejetado através de técnicas fotográficas. As fotografias obtidas durante os testes são tratadas por um software desenvolvido em linguagem Matlab especialmente para este trabalho.



Figura 6.2 - Montagem do arranjo experimental para realizar a medição do ângulo de cone.

A seguir apresenta-se uma breve descrição do software desenvolvido para análise do ângulo de cone gerado pelo injetor projetado, um resumo dos resultados encontrados e a comparação dos valores teóricos e experimentais obtidos das câmaras primária e secundária. Além disso, é mostrado o comportamento do ângulo resultante formado pela colisão dos dois sprays gerados simultaneamente na saída do injetor dual.

6.4.1. Software para o processamento de imagens

A Figura 6.3 apresenta uma imagem da tela principal do software para processamento das imagens fotografadas desenvolvido através de uma interface GUI (Graphical User Interface) da linguagem Matlab cujo uso pelo usuário é relativamente simples. As imagens tratadas podem estar nos formatos JPEG, TIFF ou BMP.

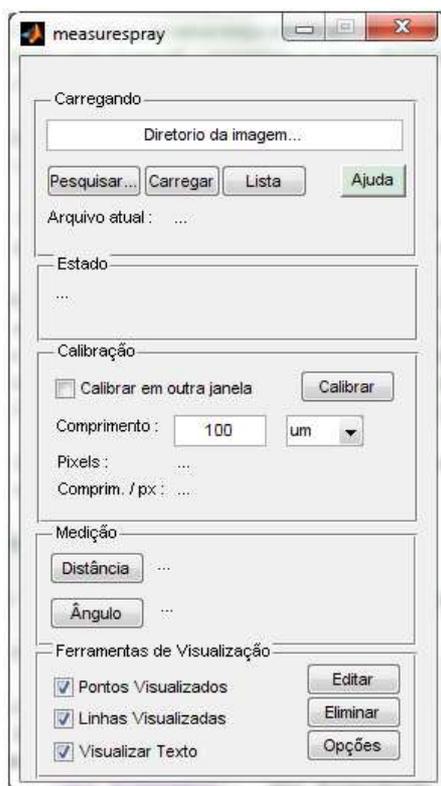


Figura 6.3 - Tela principal do software para o processamento das imagens.

6.4.2. Metodologia experimental

O arranjo experimental é mostrado na Figura 6.2. Pode-se notar marcas no suporte do lado esquerdo da imagem na Figura 6.2 que indicam um comprimento real utilizado como referência para obter uma relação entre a quantidade de píxeis e o comprimento verdadeiro da imagem, com a finalidade de realizar as medições do ângulo de cone das respectivas imagens. As fotografias são obtidas por meio de uma câmera digital Sony modelo DSC-F828, mostrada na Figura 6.4, a qual tem uma capacidade de 8 megapíxeis

de resolução efetiva. Devido a isto podem ser gravadas imagens no tamanho de 3264 x 2448 píxeis em formatos RAW, TIFF ou JPEG.



Figura 6.4 - Câmera digital CCD utilizada para obter imagens do *spray* gerado pelo injetor.

Depois de selecionadas as imagens, é realizado o seu processamento (ver Figura 6.5) fazendo uso do software desenvolvido em Matlab para esta finalidade. Finalmente são registrados os ângulos de cone das imagens. Com estes dados obtidos são construídos os gráficos experimentais para comparação com os dados teóricos.

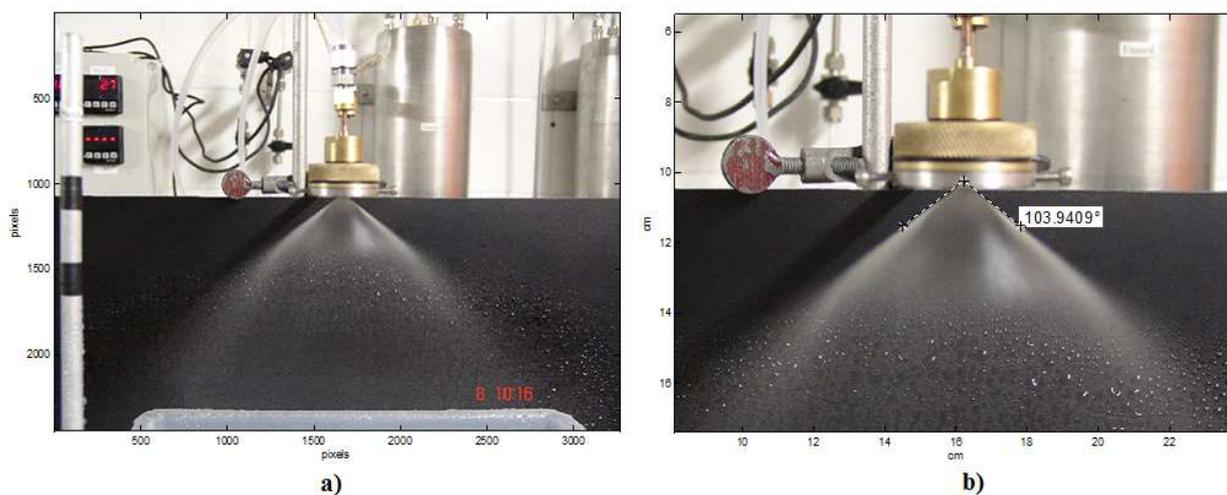


Figura 6.5 - Fotografias da medição do ângulo de cone com o software de processamento de imagens desenvolvido: a) imagem não calibrada, b) imagem calibrada e resultado final da medição.

6.5. Resultados obtidos

Câmara primária

As Figuras 6.6, 6.7 e 6.8 comparam os valores teóricos, semi-empíricos e experimentais do ângulo de cone, para injeção de água, etanol hidratado e biodiesel de soja, respectivamente, na câmara primária do injetor, em função da pressão de injeção (manométrica).

Nestas figuras pode-se observar que a formulação semi-empírica de Rizt–Lefebvre produz a melhor estimativa dos ângulos de cone gerados pelos diferentes líquidos injetados na câmara primária, indicando que fatores como a viscosidade e a densidade do líquido injetado e os parâmetros geométricos do injetor têm um papel importante na determinação do ângulo de cone.

A Figura 6.9 apresenta os valores experimentais encontrados e tratados com o software de processamento de imagens com a finalidade de observar o comportamento do ângulo de cone para os diferentes líquidos injetados na câmara primária. Na Figura 6.9 observa-se que para uma pressão menor que 1,8 bar o spray não está bem desenvolvido, no caso de uma pressão maior que 1,8 bar o spray está bem desenvolvido e o ângulo de cone não se altera com o incremento da vazão.

Observa-se que os ângulos de cone aumentam ligeiramente com a pressão de injeção e que o ângulo de cone da água é maior que o do etanol que por sua vez é maior que o do biodiesel isto é uma consequência da viscosidade do fluido injetado.

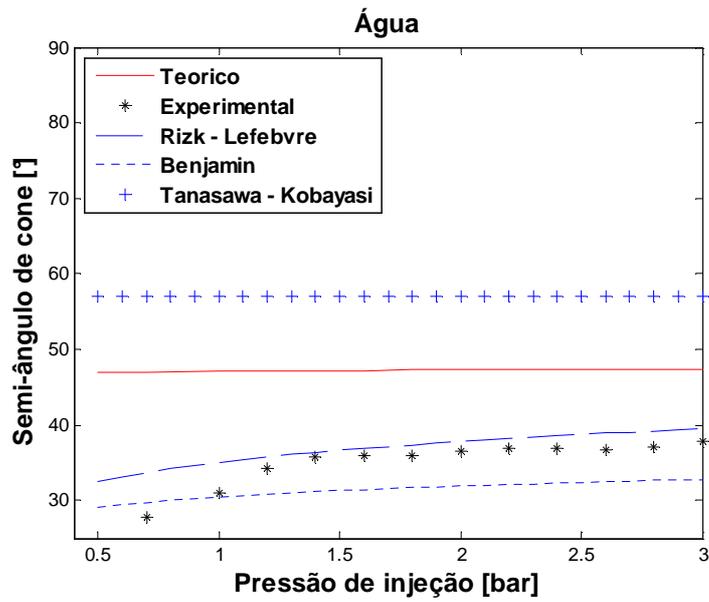


Figura 6.6 - Comparação do ângulo de cone gerado na câmara primária entre as formulações semi-empíricas e teórica com os dados experimentais para a água na câmara primária.

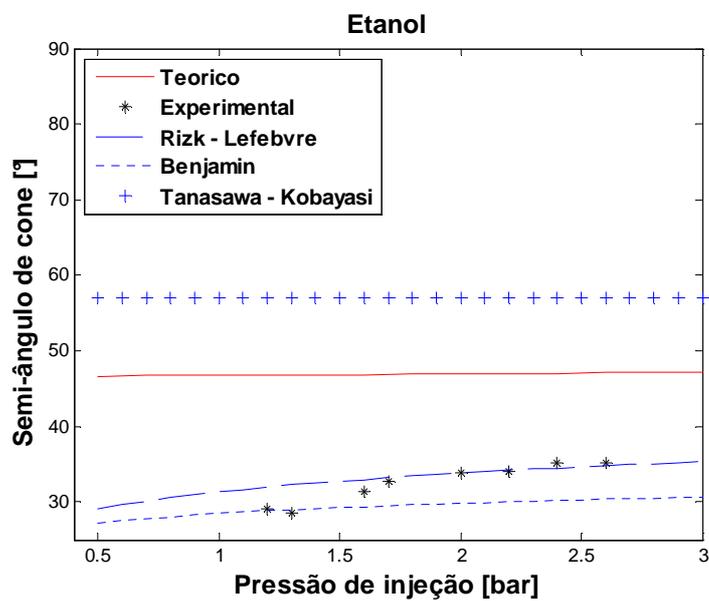


Figura 6.7 - Comparação do ângulo de cone gerado na câmara primária entre as formulações semi-empíricas e teórica com os dados experimentais para o etanol hidratado.

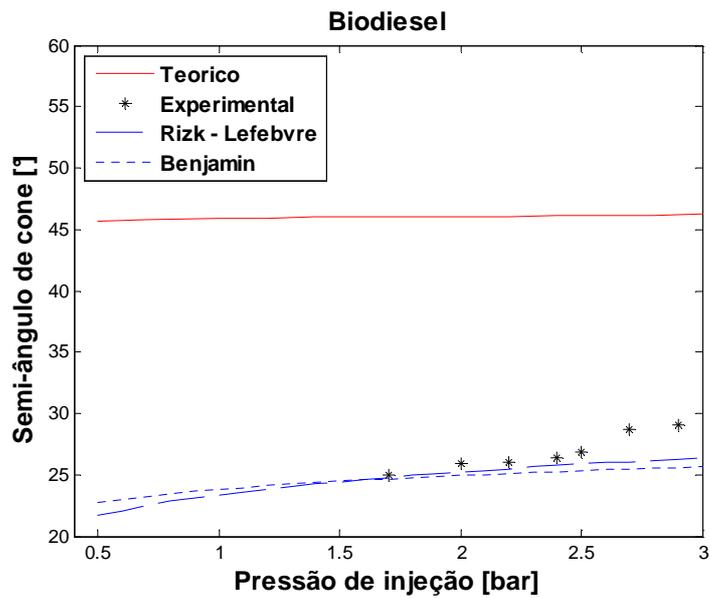


Figura 6.8 - Comparação do ângulo de cone gerado na câmara primária entre as formulações semi-empíricas e teórica com os dados experimentais para o biodiesel de soja.

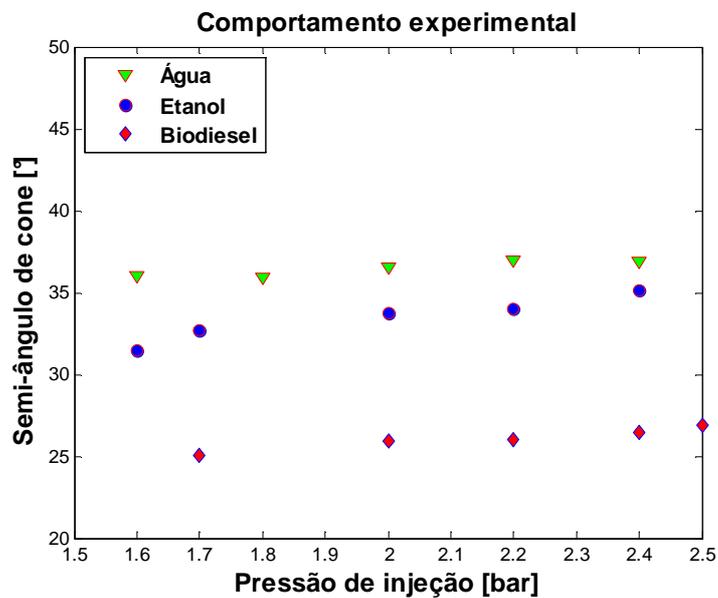


Figura 6.9 - Comparação dos dados experimentais obtidos para os líquidos testados na câmara primária.

Câmara secundária

As Figuras 6.10, 6.11 e 6.12 comparam os valores teóricos e experimentais do ângulo de cone, para injeção de água, etanol hidratado e biodiesel de soja, respectivamente, na câmara secundária do injetor, em função da pressão de injeção (manométrica).

A Figura 6.13 apresenta os valores experimentais encontrados e tratados com o software de processamento de imagens com a finalidade de observar o comportamento do ângulo de cone para os diferentes líquidos injetados na câmara primária.

Pode-se observar um ligeiro aumento do ângulo de cone com a pressão de injeção para os três líquidos e que o ângulo de cone da água é maior que o do etanol que por sua vez é maior que o do biodiesel, ou seja, varia inversamente com a viscosidade do líquido, isto é, $V_{\text{água}} < V_{\text{Etanol}} < V_{\text{biodiesel}}$.

É importante ressaltar que para a câmara primária e secundária o comportamento do ângulo de cone com o incremento da pressão de trabalho é influenciado pelas propriedades físico-químicas do líquido injetado e os parâmetros geométricos das câmaras do injetor centrífugo dual.

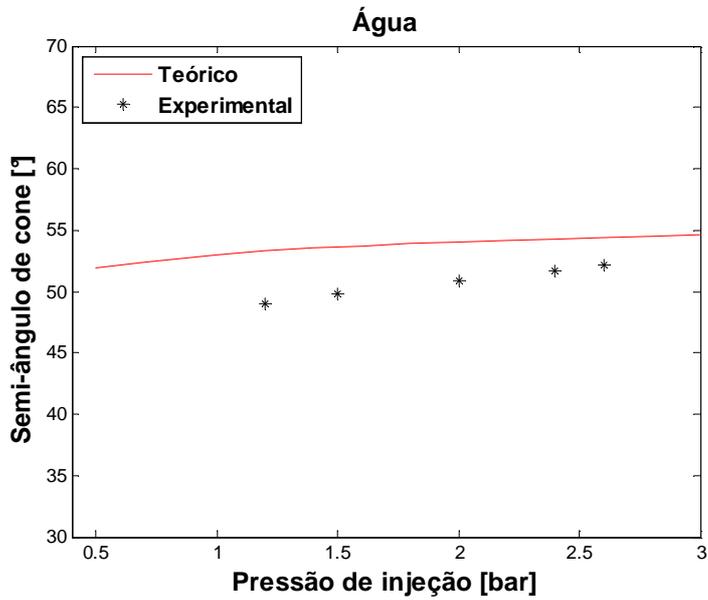


Figura 6.10 - Comparação dos valores teóricos e experimentais do ângulo de cone utilizando água como líquido de injeção na câmara secundária.

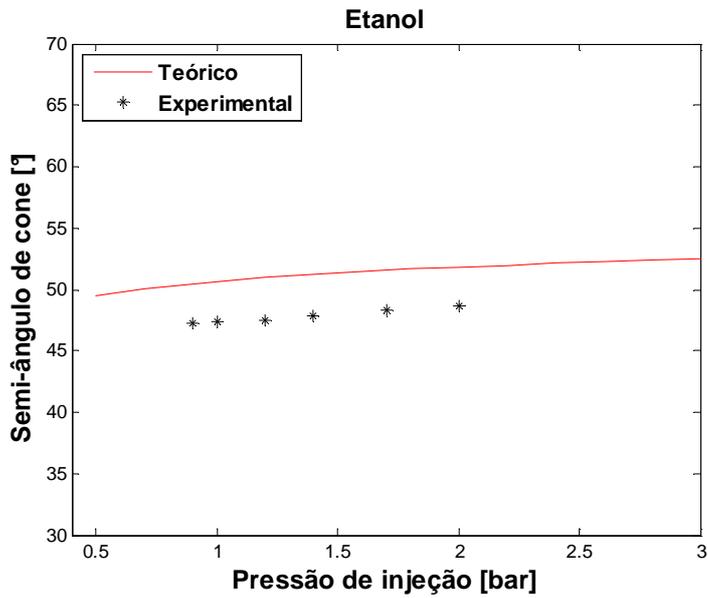


Figura 6.11 - Comparação dos valores teóricos e experimentais do ângulo de cone utilizando etanol hidratado como líquido de injeção na câmara secundária.

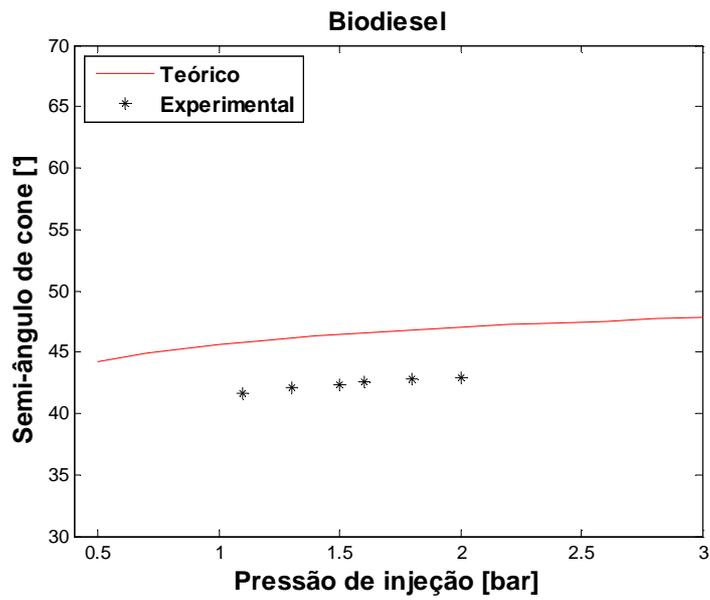


Figura 6.12 - Comparação dos valores teóricos e experimentais do ângulo de cone utilizando biodiesel de soja como líquido de injeção na câmara secundária.

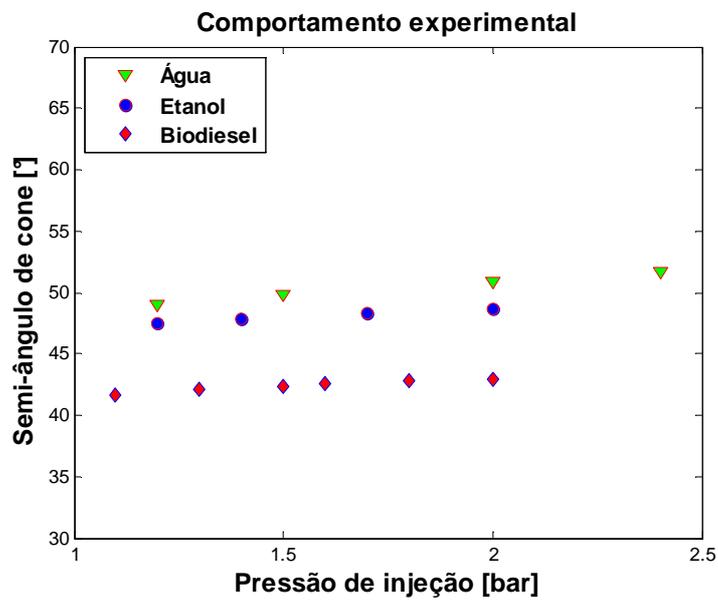


Figura 6.13 - Comparação dos dados experimentais do ângulo de cone obtidos para os líquidos testados na câmara secundária.

Ângulo de cone da mistura de biocombustíveis

Na Figura 6.15 são comparados os valores experimentais e os valores teóricos do ângulo de cone obtidos a partir da Equação 3.79 com a injeção de etanol hidratado na câmara primária e biodiesel de soja na câmara secundária do injetor centrífugo dual a uma mesma pressão de injeção. A Figura 6.14 mostra uma fotografia do ângulo de spray formado pela injeção de etanol na câmara primária e biodiesel de soja na câmara secundária



Figura 6.14 - Spray formado pela mistura de etanol e biodiesel de soja para 1 bar de pressão manométrica.

Pode-se verificar na Figura 6.15 que o ângulo de cone teórico é cerca de 30 % maior que o ângulo de cone experimental no caso da mistura. Esta diferença deve-se à desconsideração dos efeitos viscosos na equação teórica para o caso da câmara secundária.

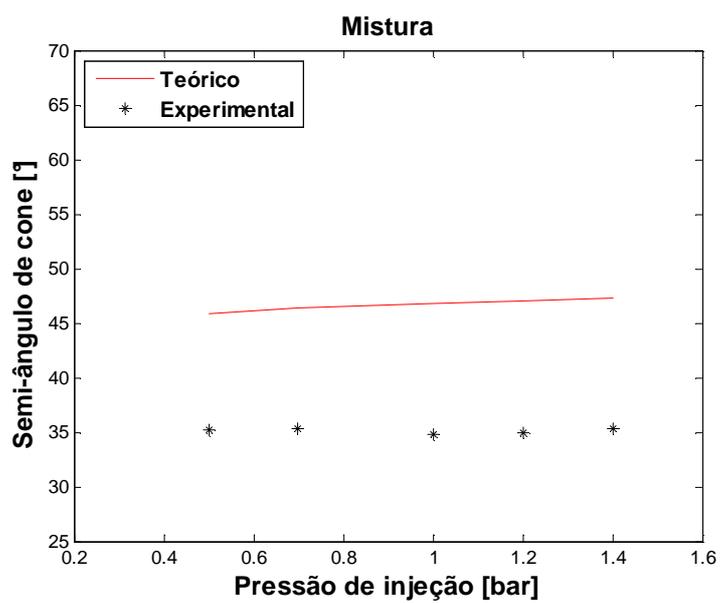


Figura 6.15 - Comparação dos valores teóricos e experimentais do ângulo de cone total gerado pela injeção de etanol na câmara primária e de biodiesel de soja na câmara secundária do injetor centrífugo dual.

7 MEDIÇÃO DA DISTRIBUIÇÃO DE MASSA

A simetria do *spray* deve ser conhecida para se obter um melhor desempenho dos injetores na maioria dos processos químicos e de combustão. Uma simetria pobre da distribuição de massa do *spray* pode ser causada por um injetor mal projetado ou por condições extremas de funcionamento (por exemplo, uma baixa ou alta viscosidade do líquido injetado). A boa qualidade do injetor é importante, já que a simetria do *spray* pode ser também afetada por outros fatores como defeitos de usinagem, entupimento das passagens de entrada, desvio ou alinhamento excêntrico de peças e defeitos no orifício de saída do injetor.

O processo de medida da simetria e da uniformidade da distribuição de massa do *spray* é conhecido comumente como padronização (*patterning*). As medidas do padrão de distribuição de massa do *spray* são, em geral, realizadas radialmente e circunferencialmente (ver Figura 7.1). Para isso é preciso utilizar um dispositivo conhecido como paternador. Com as medidas do tipo circunferencial pode-se obter uma medida da uniformidade e da simetria da distribuição do líquido sobre a periferia do *spray*. No caso radial a uniformidade de distribuição do líquido é medida como uma função da distância radial até o eixo do bocal de saída do injetor. Os dados estatísticos obtidos a partir destas medidas são utilizados para caracterizar de forma geral a qualidade do padrão estabelecido pelo *spray*.

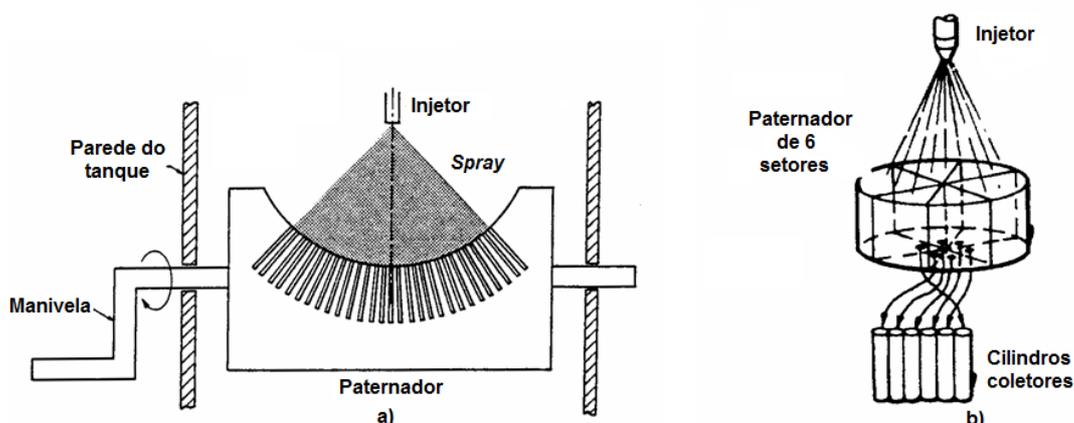


Figura 7.1 - Paternador mecânico a) radial e b) circunferencial.

Nos processos de secagem, por exemplo, um padrão assimétrico pode causar mau contato entre gás e líquido, prejudicando a eficiência do processo e a qualidade do produto. Da mesma forma, nas superfícies de pintura ou revestimento, um padrão de *spray* uniforme é essencial. A padronização é também importante em aparelhos de combustão interna, queimadores industriais, turbinas a gás, e motores de foguetes líquidos. Nestas aplicações, o combustível deve ser distribuído uniformemente para proporcionar uma boa eficiência de queima dentro da câmara de combustão.

Nos últimos anos os dispositivos e as técnicas para realizar estas medições qualitativas e quantitativas da distribuição de massa foram evoluindo. Hoje em dia estas técnicas são classificadas como intrusivas (mecânicas) e não-intrusivas. As técnicas intrusivas requerem a inserção de sondas de extração ou de vasos de coleta na região de medição. As técnicas não-intrusivas incluem o processamento de imagens, a difração e o espalhamento da luz. No presente trabalho o paternador projetado para realizar as medidas de distribuição de massa desta pesquisa é classificado como uma técnica intrusiva.

O procedimento de medição dos paternadores mecânicos consiste em coletar o líquido do *spray* em vasos de coleta particionados ou em arranjos de recipientes. O volume do líquido (ou massa) é recolhido pelas sondas individuais de extração ou pelos recipientes de coleta, durante um determinado período de tempo com a finalidade de determinar o padrão do *spray* gerado pelo injetor em função do fluxo de volume líquido (ou massa).

Técnicas intrusivas apresentam certas desvantagens no momento de realizar a medição, ou seja, oferecem uma limitada resolução espacial, não são apropriados para regime transiente e não permitem visualizar diretamente a distribuição de massa devido à natureza destrutiva do tipo de medição. Além disso, estas técnicas levam muito tempo para realizar medições completas da distribuição do *spray*, e deve-se ter líquido suficiente para coleta ao longo do tempo e, às vezes, as os recipientes de coleta são movidos durante a medição.

7.1. Medição experimental da distribuição de massa

Para verificar e estudar a simetria do spray gerado pelo injetor, foi projetado e construído um paternador do tipo mecânico devido a sua simplicidade construtiva e baixo custo de fabricação.

Um desenho e uma fotografia do paternador mecânico projetado são apresentados nas Figuras 7.2 e 7.3, respectivamente. O paternador consiste em um arranjo linear de 16 cilindros coletores (tubos de ensaio), cada um com diâmetro de 16 mm e comprimento de 120 mm. Os coletores estão posicionados sobre uma chapa circular com furos posicionados a cada 4° ao longo da circunferência, na periferia da chapa (Figura 7.3).

As medições das alturas de líquido coletadas em um determinado intervalo de tempo nos tubos de ensaios são realizadas com a utilização de um paquímetro. Depois os dados são analisados através de um software especialmente desenvolvido em Matlab para esta finalidade.

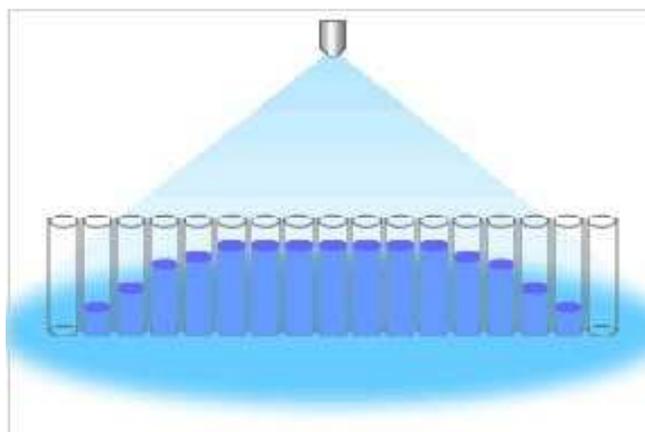


Figura 7.2 - Desenho do paternador projetado.

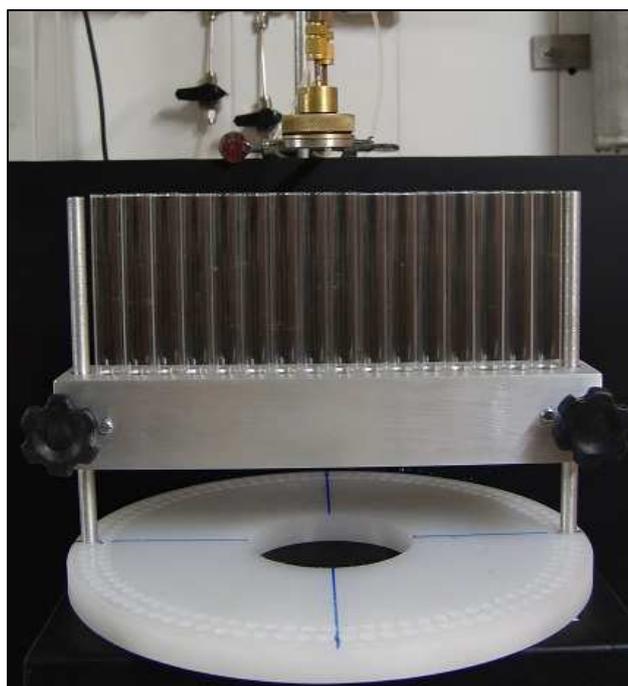


Figura 7.3 - Paternador fabricado para realizar os testes de simetria do *spray*.

7.2. Software para análise da distribuição de massa do *spray*

O software desenvolvido para análise da distribuição de massa do *spray* produzido pelo injetor emprega um método de interpolação cúbica para gerar curvas de nível, uma projeção 2D e uma superfície 3D a partir dos dados coletados.

A Figura 7.4 mostra imagens obtidas a partir do software desenvolvido, após realizar o processamento dos dados armazenados em arquivos txt. A Figura 7.5 apresenta o resultado final do processamento dos dados medidos como uma visualização 3D da distribuição de massa gerada pelo injetor a uma determinada pressão de operação.

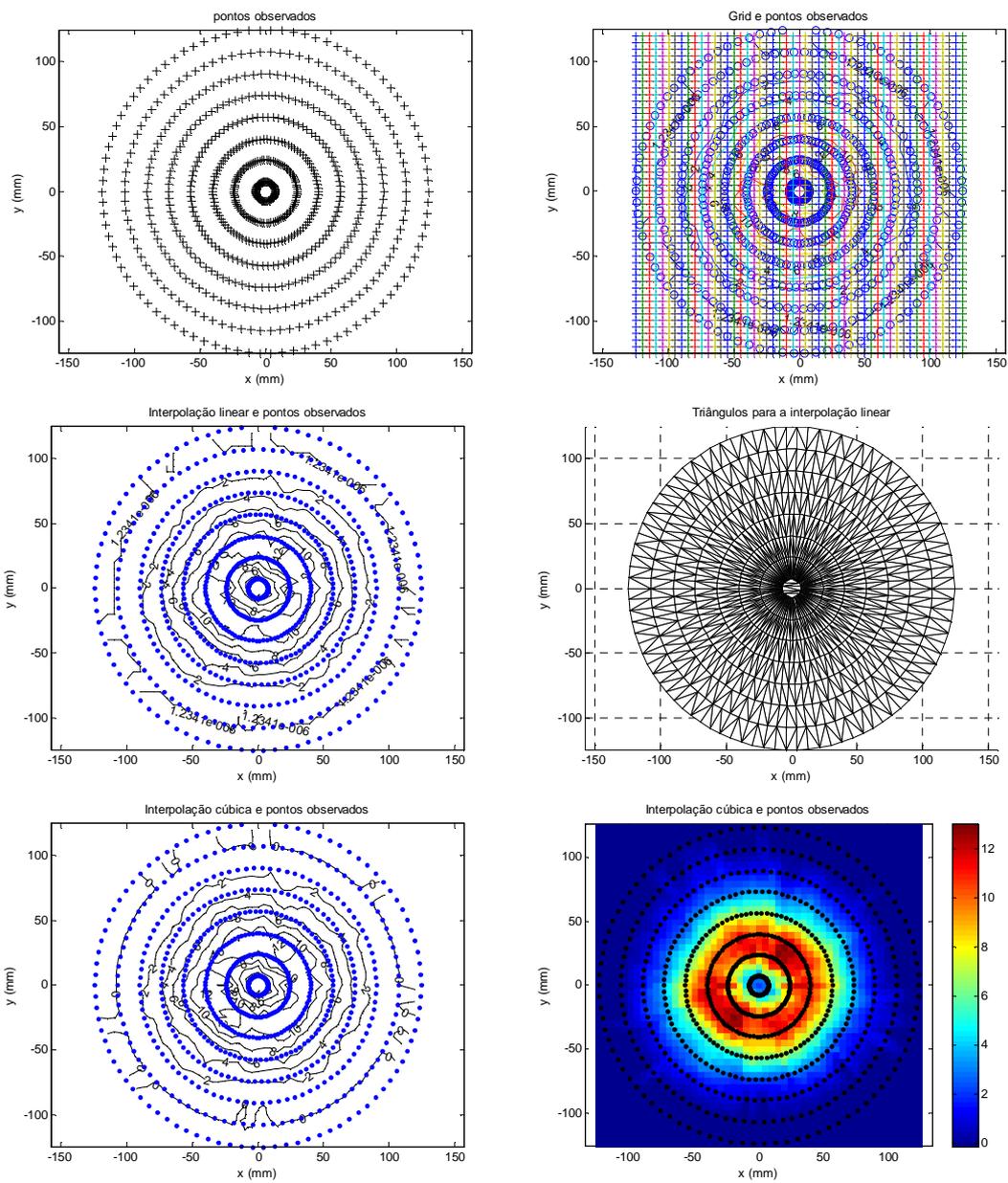


Figura 7.4 - Exemplos das diferentes telas geradas pelo software para análise da distribuição de massa gerada pelo injetor.

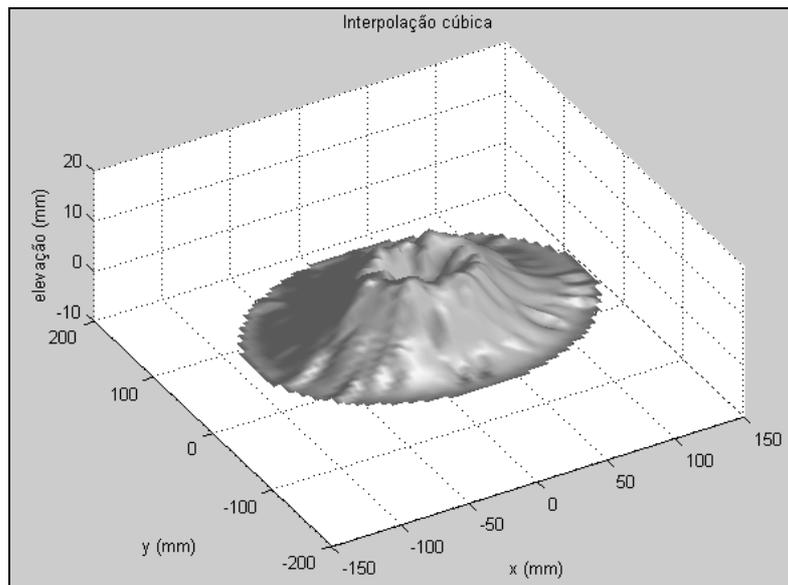


Figura 7.5 - Visualização em 3D da distribuição de massa.

7.3. Resultados para as distribuições de massa

Para cada medição realizada da distribuição de massa nesta dissertação o líquido do spray era coletado em intervalos de tempo de 15 segundos. O bico do injetor era alinhado com o centro geométrico do paternador e a distância vertical entre o bico de saída do injetor e o arranjo linear de tubos de ensaio era mantida em 11 mm, constante para todas as medições realizadas. Foram realizados testes somente para a câmara primária.

As Figuras 7.6 e 7.8 mostram a visualização em 2D das distribuições de massa do *spray* para a injeção de água com 2,5 e 2,9 bar de pressão de injeção (manométrica), respectivamente.

As Figuras 7.7 e 7.9 mostram a visualização 3D das distribuições de massa do *spray* para a injeção de água com 2,5 e 2,9 bar de pressão de injeção (manométrica), respectivamente.

As Figuras 7.10 e 7.11 apresentam a distribuição de massas 2D e a visualização em 3D, respectivamente, para o etanol hidratado com uma pressão de injeção de 2,9 bar.

As Figuras 7.12 e 7.13 apresentam a distribuição medida e a visualização em 3D, respectivamente, para o biodiesel de soja com uma pressão de injeção de 2,9 bar.

As Figuras 7.14 e 7.15 mostram comparações das distribuições médias e dos desvios padrão de massa, respectivamente, dos líquidos testados para uma pressão de injeção manométrica de 2,9 bar.

Pode-se observar nas Figuras 7.6 a 7.13 uma boa simetria dos *sprays* gerado na câmara primária.

Pode-se também verificar nos três líquidos testados uma distribuição mais concentrada em um anel com centro no eixo do injetor ou eixo da placa do paternador. O etanol apresenta um maior espalhamento da distribuição, seguido pela água e pelo biodiesel.

O desvio padrão das distribuições é maior para o biodiesel, seguido pelo etanol e, por último, a água.

Água

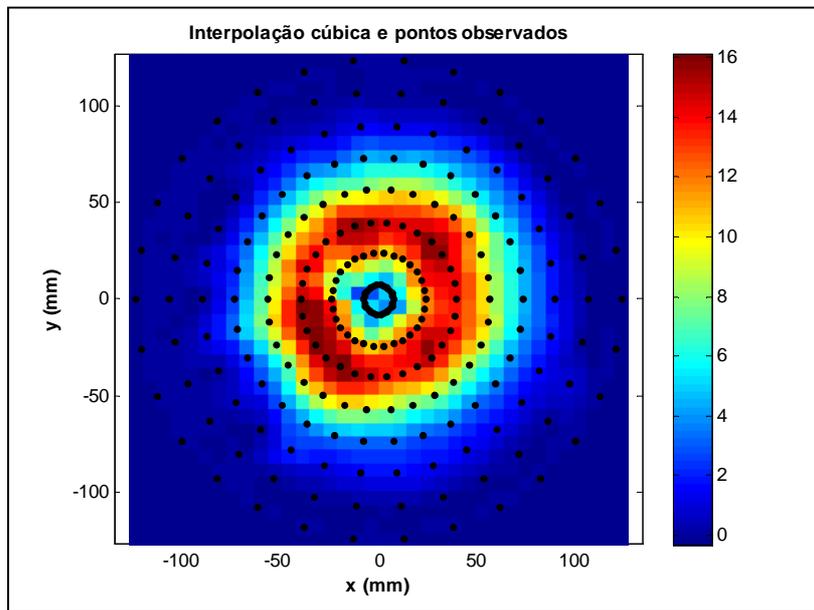


Figura 7.6 - Visualização em 2D da simetria do *spray* utilizando como líquido de injeção água com uma pressão de 2,5 bar.

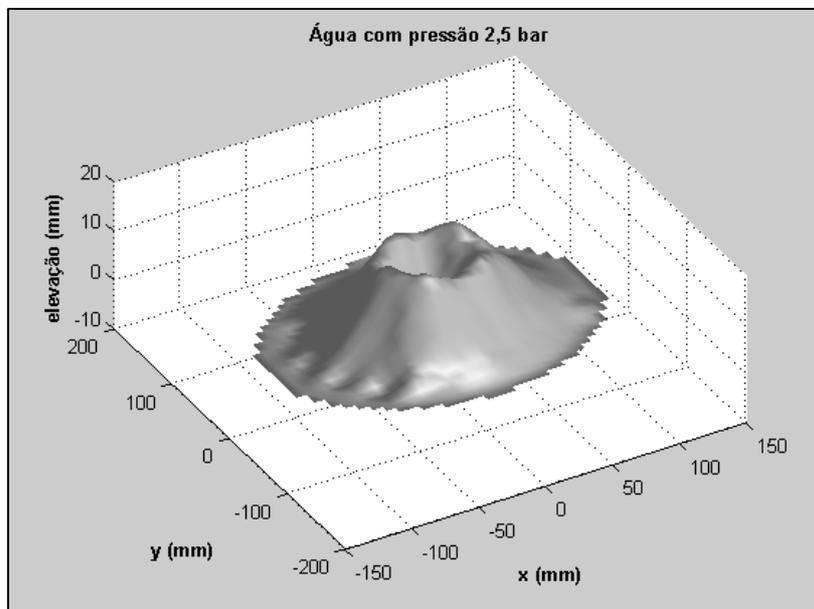


Figura 7.7 - Visualização em 3D da distribuição de massa do *spray* utilizando como líquido de injeção água com uma pressão de 2,5 bar.

Água

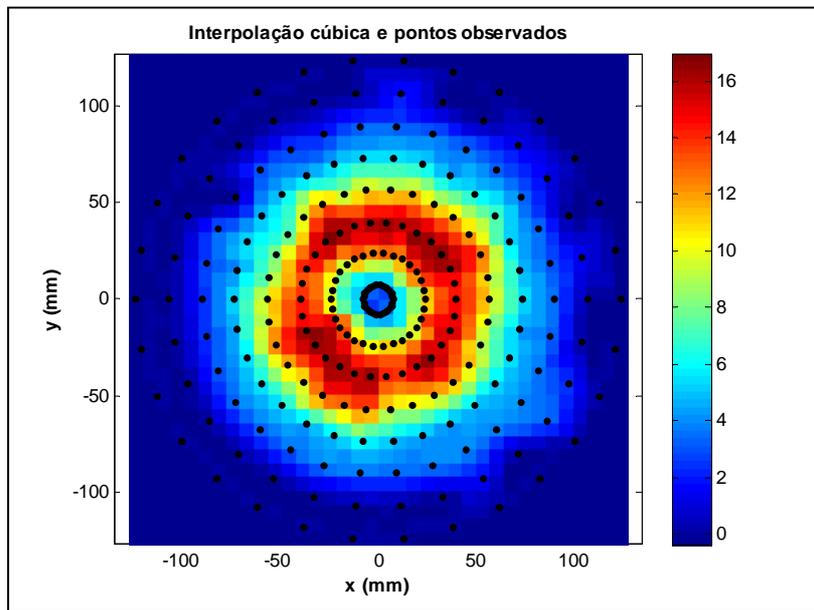


Figura 7.8 - Visualização em 2D da simetria do *spray* utilizando como líquido de injeção água com uma pressão de 2,9 bar.

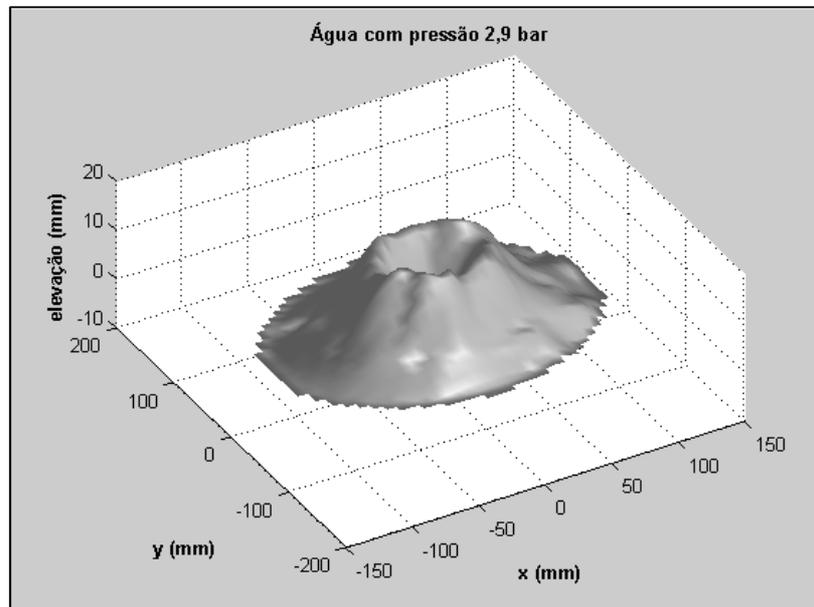


Figura 7.9 - Visualização em 3D da distribuição de massa do *spray* utilizando como líquido de injeção água com uma pressão de 2,9 bar.

Etanol hidratado

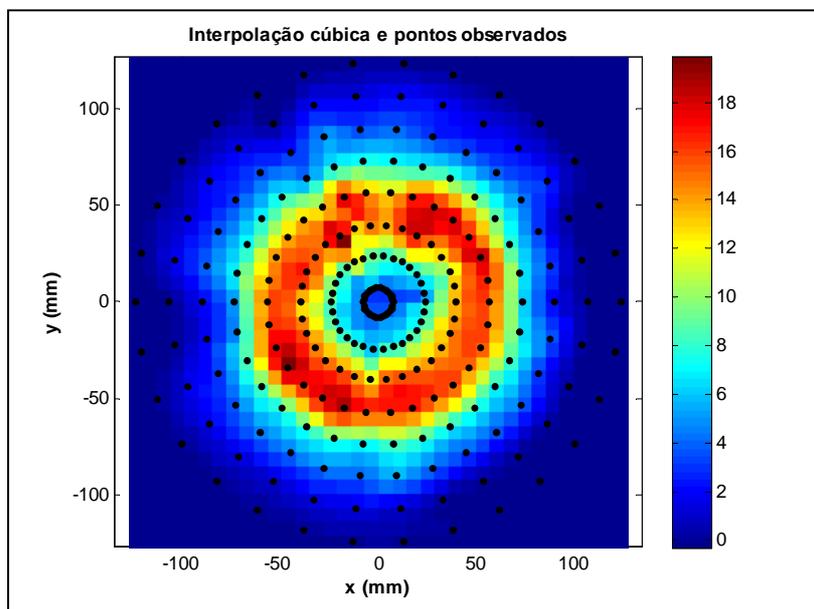


Figura 7.10 - Visualização em 2D da simetria do *spray* utilizando como líquido de injeção etanol hidratado com uma pressão de 2,9 bar.

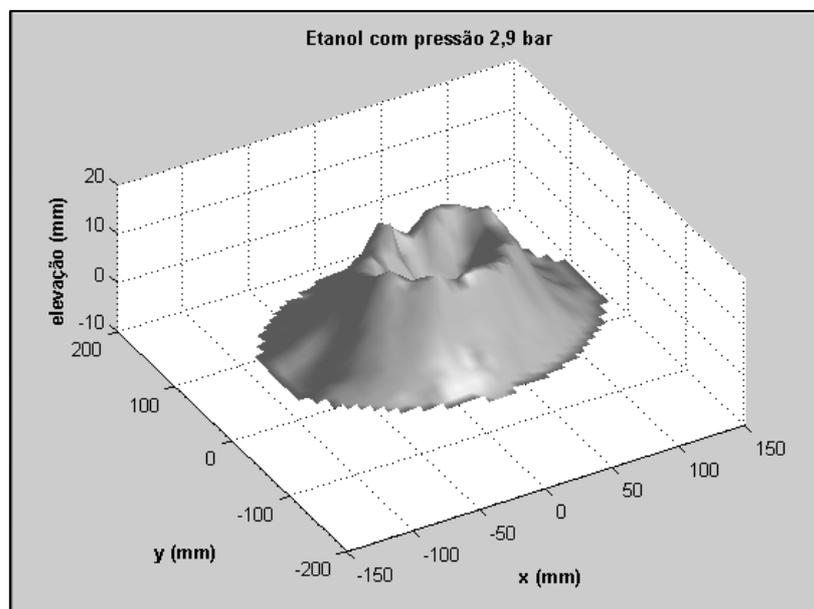


Figura 7.11 - Visualização em 3D da distribuição de massa do *spray* utilizando como líquido de injeção etanol hidratado com uma pressão de 2,9 bar.

Biodiesel de soja

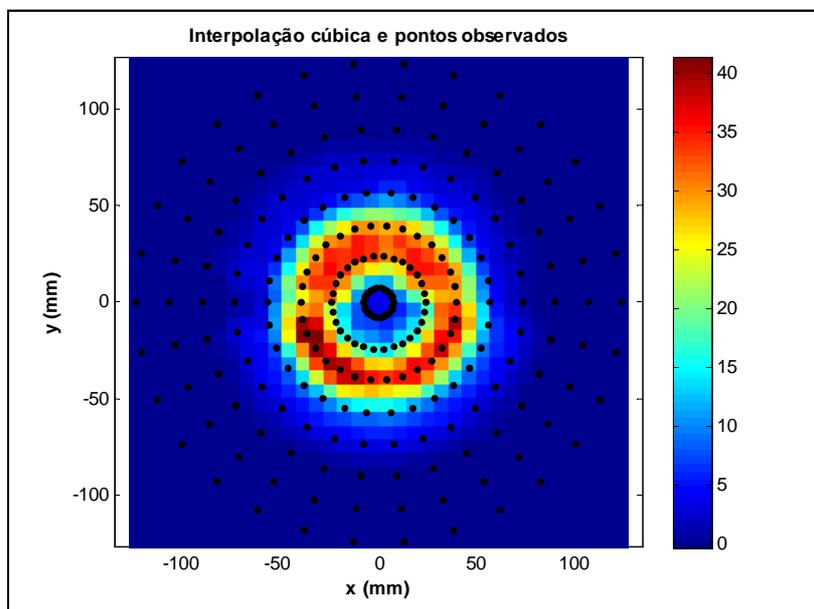


Figura 7.12 - Visualização em 2D da simetria do *spray* utilizando como líquido de injeção biodiesel de soja com uma pressão de 2,9 bar.

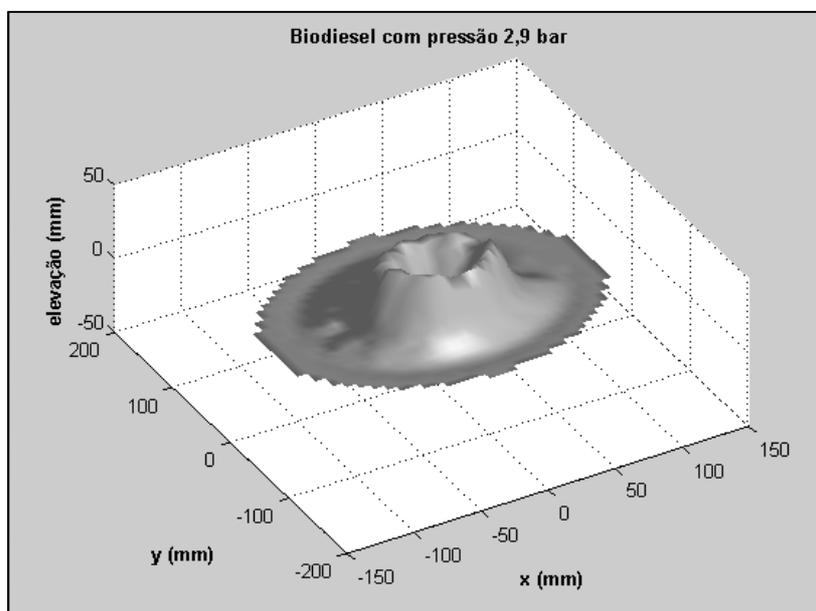


Figura 7.13 - Visualização em 3D da distribuição de massa do *spray* utilizando como líquido de injeção biodiesel de soja com uma pressão de 2,9 bar.

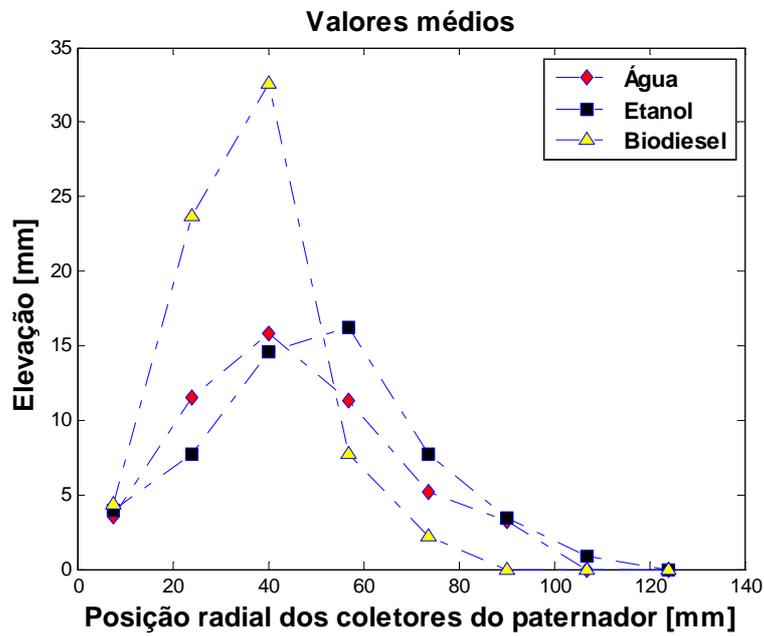


Figura 7.14 - Comparação das distribuições médias de massa dos líquidos testados para uma pressão de injeção manométrica de 2,9 bar.

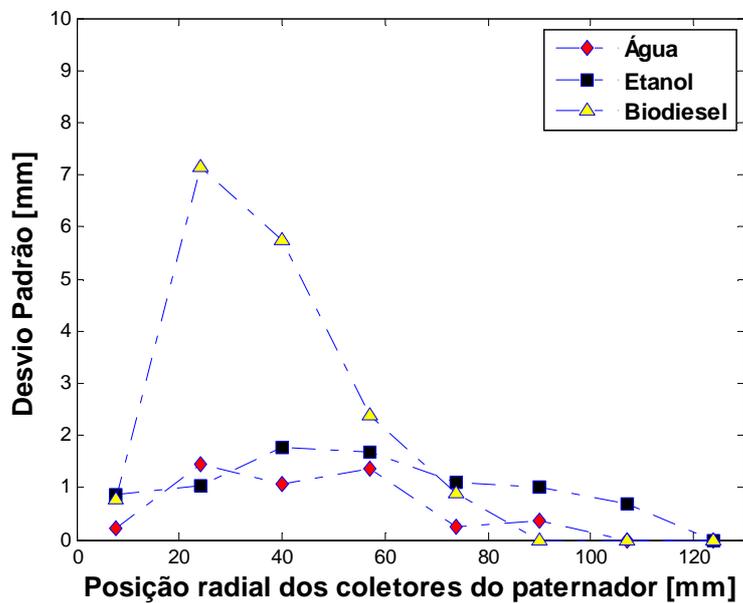


Figura 7.15 - Comparação dos desvios padrão das distribuições de massa dos líquidos testados para uma pressão de injeção manométrica de 2,9 bar.

8 DIÂMETROS DAS GOTAS FORMADAS PELO INJETOR

O tamanho das gotas de um *spray* formado pela passagem de líquido através de um injetor desempenha um papel importante no controle da eficiência do processo de combustão e na produção de emissões. Quanto menor o diâmetro das gotas formadas maior é a superfície disponível para reação com o oxigênio, otimizando assim o processo de combustão e reduzindo as emissões de poluentes.

8.1. Difração laser

A determinação do diâmetro da gota de um *spray* foi realizada pela aplicação do método de difração laser. Partículas que passam através de um feixe laser produzem um desvio ou espalhamento da luz com um determinado ângulo que é diretamente relacionado com o tamanho da gota. Quando o tamanho das gotas diminui, observa-se um aumento logarítmico do ângulo de espalhamento. A intensidade do espalhamento também depende do tamanho da gota, este pode diminuir quando o volume da gota aumenta. Geralmente as partículas maiores geram uma dispersão de luz para ângulos estreitos com alta intensidade, enquanto que as partículas pequenas são dispersas para ângulos mais amplos, mas com baixa intensidade conforme mostra a Figura 8.1

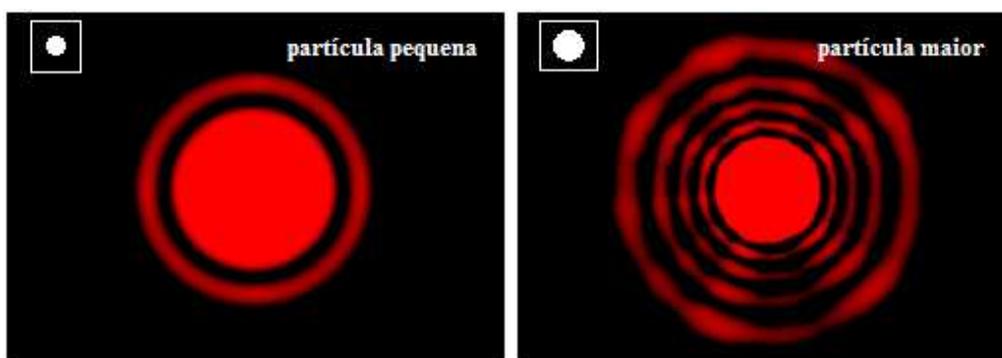


Figura 8.1 - Padrões da dispersão de luz observada para uma partícula maior (imagem da direita) e uma partícula pequena (imagem da esquerda).

8.2. O tamanho das partículas

As distribuições de tamanho das partículas obtidas por técnicas de difração laser são calculadas através da comparação dos padrões de dispersão coletados de uma determinada amostra para um modelo óptico adequado. Tradicionalmente dois modelos diferentes de difração laser são utilizados: a aproximação de Fraunhofer e a teoria de Mie.

A aproximação de Fraunhofer foi utilizada previamente em instrumentos de difração. Esta aproximação considera que as partículas que estão sendo medidas são opacas e têm um espalhamento da luz para ângulos estreitos e é aplicável apenas para partículas grandes (geralmente maiores que $900\ \mu m$) e dará uma avaliação incorreta para as partículas mais finas. A teoria de Mie oferece uma solução mais rigorosa para o cálculo da distribuição do tamanho da partícula relacionada com o espalhamento da luz gerada pelas mesmas partículas. Esta teoria prevê as intensidades de espalhamento de todas as partículas, sejam pequenas ou grandes, transparentes ou opacas. A teoria de Mie permite a análise do espalhamento primário a partir da superfície da partícula, com a intensidade prevista pela diferença do índice de refração entre a partícula e o meio de dispersão. Também prevê o espalhamento secundário causado pela refração da luz no interior da partícula o que é especialmente importante para partículas com tamanhos menores que 50 microns de diâmetro, como é estabelecido pela norma internacional para medidas com difração laser (ISO13320-1, 1999).

O sistema de difração laser Spraytec da empresa Malvern (Figura 8.2) fornece um método rápido fazendo uso dos modelos teóricos anteriormente indicados para avaliar o tamanho das partículas dos *sprays* produzidos pelos sistemas de injeção testados, auxiliando aos pesquisadores no desenvolvimento de novos aparelhos de aerossóis e novas formulações. As técnicas de difração laser podem ser classificadas como técnicas não intrusivas e não precisam de nenhuma calibração externa para realizar as medições relacionadas à distribuição do tamanho das gotas.



Figura 8.2 - Sistema de difração laser Spraytec da empresa Malvern.

8.3. Princípios básicos do funcionamento do sistema laser Spraytec

O sistema laser Spraytec da Malvern oferece outras vantagens para a caracterização dos *sprays*. Os dados podem ser adquiridos de maneira mais rápida, já que o sistema tem a capacidade de adquirir dados com uma frequência de 10 KHz, de modo que os dados obtidos da distribuição de tamanho de gotas em tempo real podem ser coletados com uma resolução de 100 μ s. Isto permite que qualquer mudança no tamanho das gotas durante a medição da amostra possa ser detectada em tempo real, permitindo que a dinâmica de atomização seja avaliada. Finalmente, a faixa de medição do instrumento para as gotas é ampla (0,1-2000 micra), garantindo que tanto as gotas pequenas quanto as grandes possam ser detectadas com uma única medição (ELISEEVA et al., 2008).

A óptica e o sistema de detecção no sistema Spraytec (Figura 8.1) permitem a aquisição de dados através de uma gama muito ampla, fornecendo sensibilidade para determinar uma ampla variedade de tamanhos de gotas. O sistema também pode coletar a luz dispersada das gotas a uma distância significativa do módulo receptor do instrumento. Uma desvantagem associada com os instrumentos tradicionais de difração por laser é a

manipulação de espalhamento múltiplo. Isso ocorre quando a luz laser é espalhada por mais de uma partícula na zona de medição. O método de análise utilizado em sistemas tradicionais de difração laser considera que somente os espalhamentos simples são observados. Conseqüentemente os resultados são cada vez mais propensos aos erros como o caso do aumento da concentração do spray. Esta é uma questão importante quando é realizada a caracterização dos *sprays*, pois muitos deles são relativamente concentrados. O algoritmo desenvolvido pela empresa Malvern para analisar o espalhamento das gotas no sistema Spraytec resolve esse problema.



Figura 8.3 - Sistema de difração laser Spraytec da empresa Malvern: (1) Fonte de luz laser, (2) óptica de colimação, (3) região de medição, (4) lentes coletoras de dados, (5) detector de espalhamento de luz, (6) eletrônica para aquisição de dados.

A configuração do sistema óptico de difração laser do Spraytec da Malvern é mostrada na Figura 8.3. A fonte de luz laser está localizada no módulo transmissor, que está posicionado ao lado esquerdo do instrumento. O feixe laser é expandido para fornecer um feixe de diâmetro de 10 mm e logo é transmitido através da zona de medição onde o spray é introduzido. A luz laser dispersada pelas partículas do *spray* dentro da zona de medição é coletada por uma lente e focalizada em uma série de detectores sensíveis à luz (fotoreceptores) que medem a dependência angular da intensidade de luz espalhada. Após analisar as mudanças na intensidade de espalhamento da luz em função do ângulo,

com a ajuda do software que acompanha o instrumento (descrito no apêndice D) é possível determinar a distribuição do tamanho de gota do *spray* testado.

A lente usada no sistema Spraytec da Malvern é uma lente de Fourier. A função principal desta lente é que qualquer luz dispersada ao mesmo ângulo pelas partículas que estão dentro da zona de medição é focalizada para um mesmo ponto no sistema detector (HECHT, 2002) (ver Figura 8.4). Isto é conseguido independentemente da velocidade ou da posição das partículas do *spray* que se encontram dentro da zona de medição, de tal forma que para qualquer instante, o padrão de espalhamento de luz medido pelo sistema de detecção é um indicador da distribuição de tamanho de partícula de todas as partículas presentes no feixe de laser. É importante assegurar que as partículas do *spray* estejam o suficientemente perto à lente para garantir que qualquer espalhamento de luz com ângulos maiores, ocasionado pela presença de partículas pequenas que se encontram dentro da zona de medição do *spray*, seja logo coletado e medido. Se as partículas estiverem muito afastadas, a luz espalhada com ângulos maiores não será detectada corretamente, prejudicando a capacidade do sistema para detectar partículas pequenas.

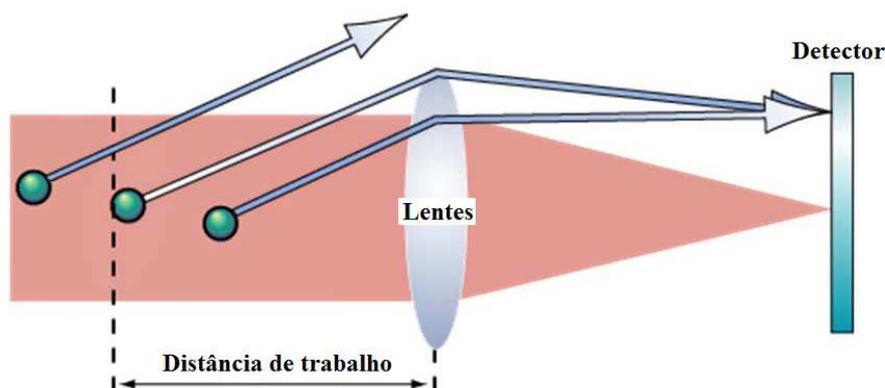


Figura 8.4 - Definição da distância de trabalho para um sistema de difração laser.

A distância máxima permitida entre as partículas e as lentes define a distância de trabalho para o sistema de difração de laser (ver Figura 8.4). Esta é definida considerando o ângulo máximo de espalhamento permitido (que por sua vez, refere-se ao limite de detecção para partículas pequenas) e o tamanho físico da lente (a distância

de trabalho pode ser aumentada pelo aumento do diâmetro das lentes). No caso da lente de 300 mm utilizada no Spraytec, o tamanho mínimo de partícula média ($Dv50$), que pode ser medido para um *spray* é $0.5\mu\text{m}$. Isto define a distância de trabalho máxima como 150 mm, para o caso em que as partículas com estas dimensões sejam medidas corretamente.

8.4. Procedimento para aquisição de dados

O software que acompanha o equipamento permite também realizar algumas re-configurações de acordo com a necessidade do usuário, possibilitando obter os resultados baseados em funções estatísticas que avaliam a reprodutibilidade dos dados gerados pelo *spray* durante determinados intervalos de tempo.

Primeiramente é necessário definir o tipo de SOP (*Standard Operating Parameter*) o qual contém a informação inicial relacionada ao tipo de teste e a classe de combustível que será testado. Com este dado pode ser realizada a análise da distribuição dos diâmetros obtidos que são exibidos pelo software fornecido pela empresa Malvern. Uma vez realizado isto o equipamento inicia automaticamente a configuração do hardware, o alinhamento das lentes ópticas, a medição da amostra e o processamento dos resultados encontrados. A medição pode ser acompanhada em tempo real, de modo que todos os aspectos do processo de análise podem ser monitorados. Uma vez que a análise seja concluída, pode-se obter um histograma do "tamanho de gota" pertencente à distribuição coletada, permitindo uma inspeção mais detalhada no momento de coletar os dados e acompanhar a evolução temporal do tamanho da gota medido.

8.5. Definições para o tamanho da gota

Todos os injetores produzem uma ampla variedade de tamanhos de gotas, de modo que para caracterizar um *spray* com um único valor de diâmetro de gota é necessário ter alguma função estatística dos tamanhos das gotículas medidas. Tais funções estatísticas produzem um valor que se refere a um diâmetro de gota que de alguma maneira descreve ou caracteriza o *spray* total. O diâmetro indicado na medição é possível que

não seja o mesmo valor para todas as gotículas medidas já que simplesmente este é um valor médio.

Alguns diâmetros comuns (diâmetros médios e diâmetros representativos) são apresentados a seguir.

Diâmetro médio aritmético D_{10} : é o diâmetro médio simples de todas as gotículas de um spray. D_{10} é igual à soma dos diâmetros de todas as gotas dividida pela quantidade de gotículas.

Diâmetro médio de Sauter D_{32} : Este diâmetro, como anteriormente indicado, é calculado utilizando o conceito de razão de volume entre área de superfície. É igual à soma do cubo de todos os diâmetros dividido pela soma dos quadrados de todos os diâmetros. Isso produz um diâmetro de gota característico que tem uma relação de volume – área de superfície proporcional à relação volume - área de superfície do spray inteiro.

Evans e Mugele (1951) apresentam uma classificação dos diferentes tamanhos de gota comuns utilizadas em diversas aplicações (veja Tabela 8.1), considerando a seguinte notação:

$$\left(d_{jk}\right)^{j-k} = \frac{\sum d_i^j n_i}{\sum d_i^k n_i} \quad (8.1)$$

onde, d_i é o diâmetro representativo para a classe i e n_i é o número total de gotas contadas para a classe i , além disso j e k são índices inteiros.

Tabela 8.1 - Resumo dos diâmetros de gotas mais comuns.

j	k	Nomenclatura	Aplicação mais freqüente
1	0	Linear, aritmético	Poluentes, evaporação
2	0	Superfície	Absorção
3	0	Volume	Hidrologia
2	1	Diâmetro superficial	Absorção
3	1	Diâmetro volumétrico	Evaporação
3	2	Diâmetro de Sauter (SMD)	Eficiência, transferência de massa, combustão
4	3	Diâmetro de Brouckere	Equilíbrio de combustão

Diâmetros representativos

Há outros diâmetros representativos, os quais pode ser facilmente medidos a partir das curvas de distribuição acumuladas. Estes são definidos como:

$D_{v_{01}}$ (**também conhecido como $D_{v_{10}}$**): É um diâmetro representativo onde 10% do volume total do líquido atomizado é constituído de gotas com diâmetros menores ou iguais ao valor indicado.

$D_{v_{05}}$ (**também conhecido como $D_{v_{50}}$**): Este indica o mesmo valor que o diâmetro médio volumétrico ou Diâmetro Médio de Massa (DMM), considerando a água. Este é o diâmetro representativo onde 50% do volume total do líquido pulverizado é constituído de gotas com diâmetros maiores que o valor indicado e 50% é composto por gotas com diâmetros menores que o valor indicado.

$D_{v_{09}}$ (**também conhecido como $D_{v_{90}}$**): Este é o diâmetro representativo onde 90% do volume total do líquido atomizado é constituído por gotas com diâmetros menores ou iguais ao valor indicado.

Outros parâmetros estatísticos também podem ser analisados:

Fator de espalhamento relativo (Relative Span Factor) Δv : este é um parâmetro adimensional indicativo da uniformidade da distribuição de tamanho de gota, definido como:

$$\Delta v = \frac{Dv_{90} - Dv_{10}}{Dv_{50}} \quad (8.2)$$

Média, Mediana e Moda na análise do tamanho das gotas.

É importante definir estes três termos já que às vezes são usados de maneira incorreta no momento das interpretações estatísticas e na análise dos tamanhos de partículas:

Média

É a media aritmética dos dados coletados da medição relacionada ao tamanho das partículas.

Mediana

Este é o valor do tamanho de partícula, que divide a população de partículas em duas partes iguais. Ou seja, há 50% das partículas com diâmetro acima da mediana e 50% abaixo da mediana.

Moda

É o valor mais comum da distribuição de frequência. Ou seja, o ponto mais alto da curva de frequência.

Se a distribuição for normal ou gaussiana a média, a moda e a mediana serão encontradas exatamente na mesma posição, conforme mostra a Figura 8.5.

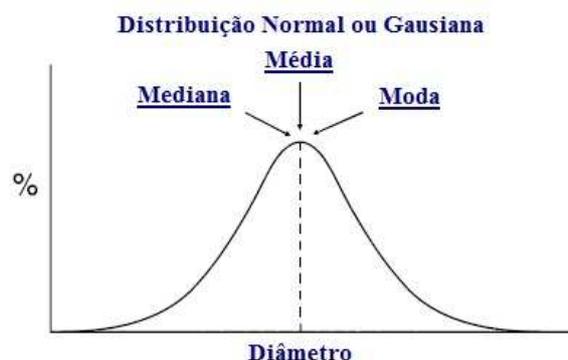


Figura 8.5 - Exemplo de uma distribuição gaussiana.

Se a distribuição for bimodal conforme mostra a Figura 8.6, então a média, a mediana e a moda não coincidirão.



Figura 8.6 - Exemplo de uma distribuição bimodal.

A média do diâmetro estará quase exatamente entre as duas distribuições como é mostrado na Figura 8.6. É importante indicar que não há partículas com este valor da média. A mediana encontra-se no 1% da distribuição do maior tamanho das duas distribuições, já que este é o ponto que divide a distribuição completa exatamente em dois. E a moda encontra-se no ponto mais alto da curva maior, já que este é o valor mais comum do tamanho encontrado. Este exemplo ilustra que não há razão alguma para pensar que a média, mediana e moda tenham que ser idênticas ou semelhantes. Isso depende muito da simetria gerada pela distribuição de gotas.

8.6. Formulações semi-empíricas para determinar o diâmetro de Sauter em injetores centrífugos simples.

Um tamanho médio geralmente utilizado é o diâmetro médio de Sauter. Este tipo de diâmetro define-se como o diâmetro médio da área superficial baseado nos momentos de distribuição estatística (SOWA, 1992).

O diâmetro médio de Sauter é muito adequado para os cálculos relacionados com a transferência de calor e massa (WIKSTEN and EL HAJ ASSAD, 2007) e também em aplicações de combustão. A natureza aleatória dos processos de atomização implica em diversas variedades de tamanhos de gota que são produzidas no momento da injeção do líquido. Em motores de turbinas a gás modernos, a distribuição dos tamanhos das gotas geralmente pode-se encontrar na faixa de 10 a 400 μm . A distribuição dos tamanhos de gotas é de vital importância para o rendimento da câmara de combustão, já que para maiores tamanhos de gota existe um incremento nas emissões de NO_x .

O método mais popular usado para prever o diâmetro médio de Sauter (SMD, pelas iniciais em inglês) em injetores centrífugos simples foi desenvolvido por Dombrowski e Johns (1963) que estudaram a desintegração de lâminas líquidas viscosas teoricamente. Couto, Carvalho, e Bastos-Netto (1997) adaptaram estes resultados para os injetores centrífugos simples obtendo a seguinte expressão para o diâmetro do ligamento que deixa o injetor:

$$d_{lig} = 0,9615 \cos \alpha \left(\frac{h_s^4 \sigma^2 \cos^2 \alpha}{V_s^4 \rho_{gas} \rho_l} \right)^{1/6} \times \left[1 + 2,6 \mu \cos \alpha \left(\frac{h_s^2 \rho_{gas}^4 V_s^7}{72 \rho_l^2 \sigma_l^5 \cos^8 \alpha} \right)^{1/3} \right]^{1/5} \quad (8.3)$$

O diâmetro de ligamento está relacionado ao diâmetro médio de Sauter pela expressão:

$$SMD = \left[\frac{3\pi}{\sqrt{2}} \right]^{1/3} d_{lig} \left[1 + \frac{3\mu}{(\rho \sigma d_{lig})^{1/2}} \right]^{1/6} \quad (8.4)$$

Couto et al. (1997), sugerem uma expressão independente da viscosidade do líquido para a avaliação de h_s (espessura da lâmina líquida na saída do bico do injetor), a qual é a seguinte:

$$h_s = \frac{0,00805\sqrt{\rho_L} FN}{d_s \cos \alpha} \quad (8.5)$$

Uma vez que este método é relativamente complexo, vários autores têm indicado equações empíricas mais simples para a avaliação do diâmetro médio de Sauter em injetores centrífugos simples. A seguir apresenta-se um breve resumo de algumas formulações encontradas na literatura para determinar o diâmetro de Sauter.

Radcliffe

Em 1960, de acordo com Wang e Lefebvre (1987), Radcliffe propôs uma das primeiras equações empíricas a partir dos dados experimentais coletados por outros pesquisadores com a finalidade de determinar o SMD, mas sem considerar os efeitos das dimensões geométricas do injetor:

$$SMD = 7,3\sigma^{0,6} \nu^{0,16} \dot{m}_L^{0,25} \Delta P^{-0,4} \quad (8.6)$$

Jasuja

Em 1979, de acordo com Lefebvre (1989), Jasuja propôs uma equação empírica que de igual maneira que a deduzida por Radcliffe também não considera os efeitos geométricos do injetor:

$$SMD = 4,4\sigma^{0,6} \nu^{0,16} \dot{m}_L^{0,22} \Delta P^{-0,43} \quad (8.7)$$

Lefebvre

Em 1983, Lefebvre analisou o escoamento na saída do injetor e, usando os dados de Jasuja, obteve a seguinte expressão:

$$SMD = 2,25\sigma^{0,25} \mu^{0,25} \dot{m}_L^{0,25} \Delta P^{-0,5} \rho_{gas}^{-0,25} \quad (8.8)$$

Kennedy

Em 1985, de acordo com López et al (2000), Kennedy utilizou seis injetores e 25 diferentes combustíveis, trabalhando com números de Weber maiores que 10 e valores elevados do número de fluxo, com os quais propõe a seguinte expressão:

$$SMD = 10^{-3} \sigma \left[6,11 + 0,32 \times 10^5 FN \sqrt{\rho} - 6,973 \times 10^{-3} \sqrt{\Delta P} + 1,89 \times 10^{-6} \Delta P \right] \quad (8.9)$$

onde FN é o número de fluxo do injetor que é definido (Lefebvre, 1989) como a relação entre a vazão mássica de combustível e a pressão de injeção:

$$FN = \frac{\dot{m}}{\sqrt{\rho_L \Delta P_L}} \quad (8.10)$$

Wang e Lefebvre

Wang e Lefebvre (1987) deduziram uma equação empírica que considera os efeitos do ângulo de cone e a espessura da lâmina líquida formada na saída do injetor, eles obtém a seguinte expressão:

$$SMD = 4,52 \left(\frac{\sigma \mu^2}{\rho_{gas} \Delta P^2} \right)^{0,25} (h_s \cos \alpha)^{0,25} + 0,39 \left(\frac{\sigma \rho}{\rho_{gas} \Delta P} \right)^{0,25} (h_s \cos \alpha)^{0,75} \quad (8.11)$$

8.7. Validação do Spraytec da Malvern para realizar medidas dos *sprays*

Para validar os dados obtidos com o instrumento de medição laser da Malvern foram realizados testes de injeção com água destilada, variando a posição espacial do bico de saída do injetor com relação ao feixe laser.

O sistema Spraytec da Malvern permite que os módulos de transmissão e de recepção possam ser movimentados em diferentes posições ao longo da barra base do instrumento, com a finalidade de permitir a caracterização de uma ampla variedade de *sprays*. Por este motivo o posicionamento horizontal do bico de saída do injetor com

relação ao módulo receptor deve ser considerado. É importante determinar o efeito produzido pelo deslocamento horizontal quando é realizada a medição do tamanho da gota já que a posição pode afetar a precisão das medidas feitas com o instrumento de difração laser.

Em particular, se a distância entre o *spray* e a óptica do módulo receptor do instrumento for muito grande pode não ser possível medir com precisão as partículas menores dentro da zona de medição. Para verificar o efeito da posição espacial do injetor sobre a medição do spray gerado por este, foram realizadas algumas medições para determinadas distâncias horizontais a partir do módulo receptor do instrumento utilizando água como líquido de injeção (ver Figura 8.7). Para realizar isto foi mantida a distância vertical constante de 78 mm entre a saída do bico do injetor e o feixe laser emitido pelo módulo transmissor do instrumento, utilizando água destilada como líquido de injeção, com uma pressão de 1,6 bar para todas as medições realizadas.

A Figura 8.8 mostra os valores obtidos dos tamanhos característicos da gota com a variação da distância vertical utilizando água como líquido de injeção. Foram aplicadas as mesmas condições de operação utilizadas para a análise dos efeitos produzidos pela variação da posição horizontal.

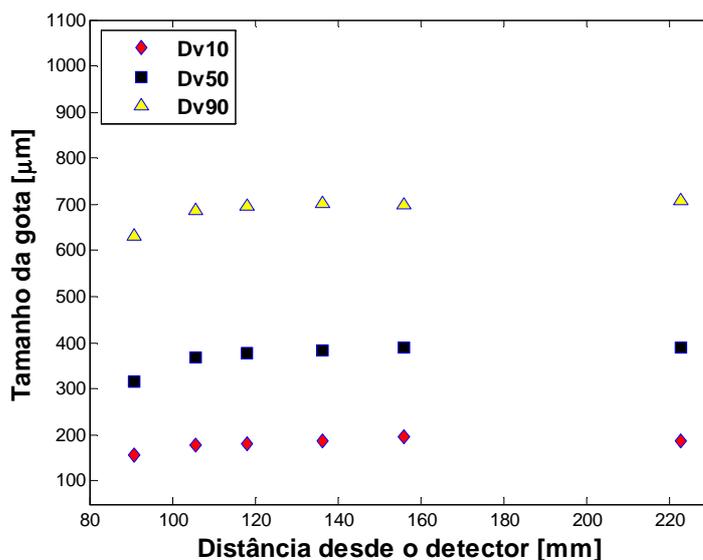


Figura 8.7 - Tamanho da gota vs distância desde o detector.

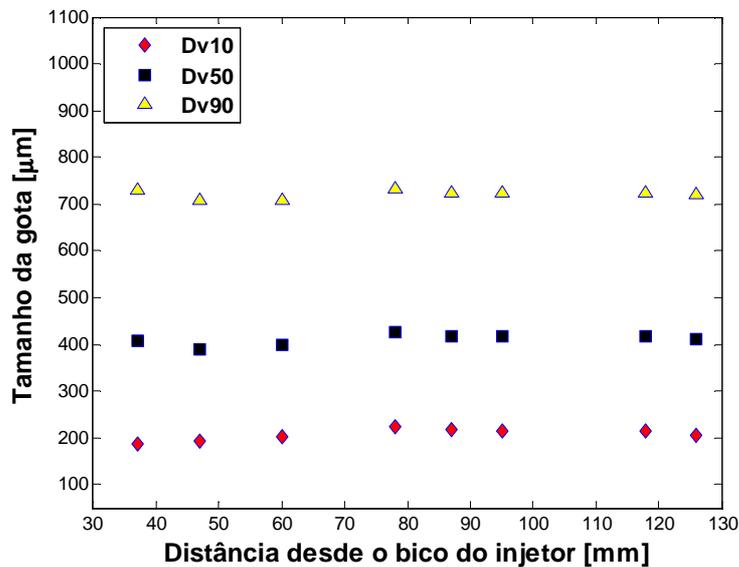


Figura 8.8 - Tamanho da gota vs distância desde o bico de saída do injetor.

Com as Figuras 8.7 e 8.8 pode-se estabelecer uma faixa de medição quase constante dos valores encontrados para os diâmetros característicos onde as medidas serão precisas e confiáveis para realizar as medições relacionadas ao tamanho de gota com o instrumento de difração laser. Devido às figuras anteriormente mencionadas a posição espacial do bico de saída do injetor escolhida para todas as medições foi de 180 mm desde o módulo receptor do instrumento de difração laser e de 95 mm acima da linha horizontal do feixe laser emitido pelo módulo de transmissão do instrumento, este posicionamento espacial apresenta pequenas mudanças no momento de coletar os dados.

A Figura 8.9 mostra a posição espacial do injetor com o feixe laser emitido pelo instrumento de difração laser.



Figura 8.9 - Imagem da posição espacial do injetor com o feixe laser emitido pelo instrumento de difração laser.

8.8. Resultados obtidos para os diâmetros médios das gotas

8.8.1. Resultados para os diâmetros médios das gotas com injeção de água

A Figura 8.10 compara os dados experimentais dos diâmetros médios de Sauter com os resultados de diferentes formulações semi-empíricas, para injeção de água na câmara primária com diferentes pressões de injeção (manométricas).

A Figura 8.11 mostra os dados experimentais dos diâmetros médios de Sauter para injeção de água na câmara secundária com diferentes pressões de injeção (manométricas).

A Figura 8.12 mostra a distribuição cumulativa de volume (ou massa) de água e os diâmetros característicos para diferentes pressões de injeção (manométrica) na câmara primária.

A Figura 8.13 mostra as funções de densidade de probabilidade (ou frequência) dos diâmetros das gotas de água com diferentes pressões de injeção (manométricas) aplicadas na câmara primária.

Verifica-se na Figura 8.10 que os valores experimentais encontrados têm quase o mesmo comportamento que os valores da equação desenvolvida por Jasuja para pressões altas. As outras equações semi-empíricas não conseguem prever exatamente o diâmetro de Sauter. O comportamento deste diâmetro com a pressão é típico em injetores centrífugos, ou seja, o diâmetro de Sauter vai diminuindo com o incremento da pressão de injeção aplicada ao injetor.

No caso da Figura 8.11 somente são apresentados os valores experimentais do diâmetro de Sauter em função da pressão já que geralmente as formulas semi-empíricas encontradas em trabalhos anteriores para determinar o diâmetro de Sauter foram desenvolvidas exclusivamente para injetores centrífugos simples, deve lembrar-se que a câmara secundária não é exatamente um injetor centrífugo simples. Se for realizada uma comparação somente dos valores experimentais para o diâmetro de Sauter de ambas as câmaras, pode-se concluir que o tamanho do diâmetro de Sauter encontrado para a câmara primária é menor que o obtido para a câmara secundária. Isto ocorre porque a energia cinética do escoamento dentro da câmara de vórtice do primário é maior que a do secundário, esta energia é responsável em parte pela quebra dos filmes líquidos.

Verifica-se na Figuras 8.10 a 8.13 que os diâmetros médios característicos das gotas de água, como SMD, Dv_{10} , Dv_{50} e Dv_{90} diminuem com o aumento da pressão de injeção. Observa-se nas Figuras 8.12 e 8.13 que as distribuições cumulativas de volume e as funções de distribuição de probabilidade (frequência) dos diâmetros das gotas de água se deslocam para a esquerda com o aumento da pressão, indicando também a redução nos diâmetros médios das gotas.

Água

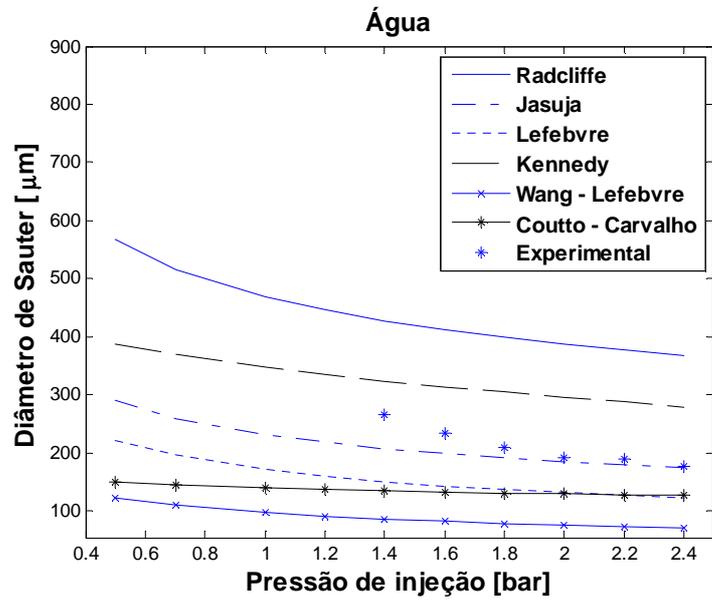


Figura 8.10 - Comparações dos valores experimentais do SMD com as formulações semi-empíricas, para injeção de água na câmara primária a diferentes pressões de injeção (manométrica).

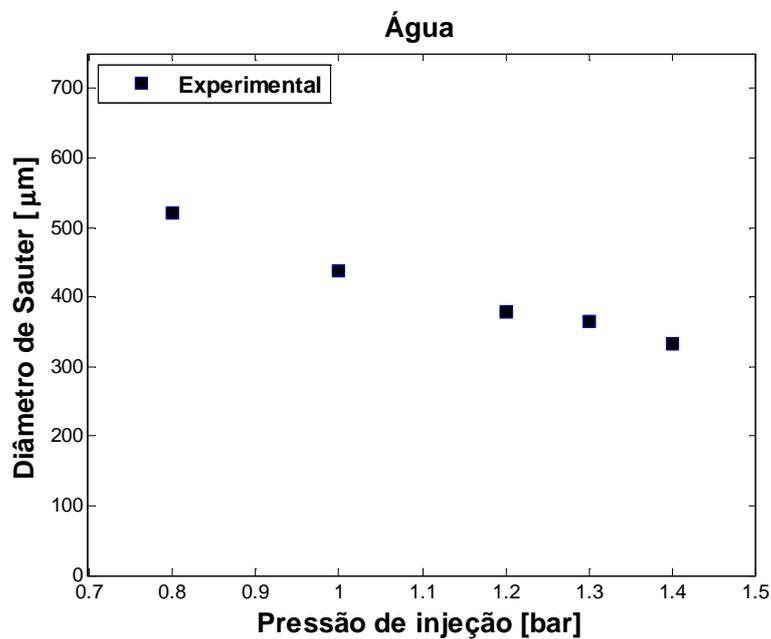
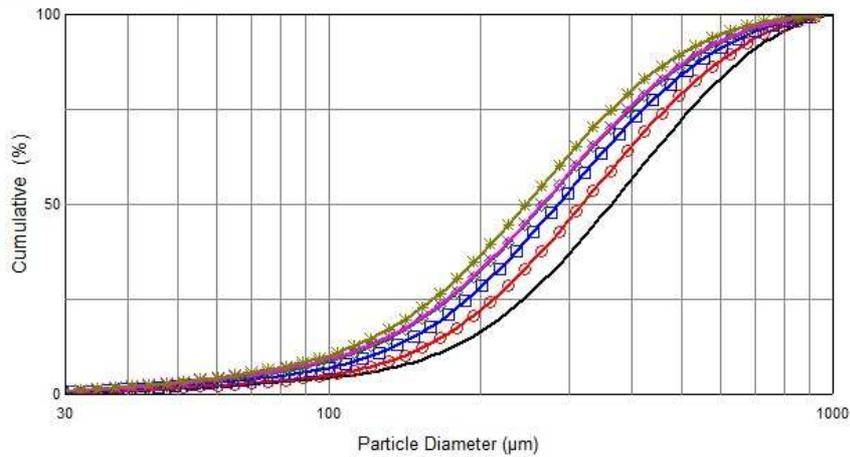


Figura 8.11 - Valores de SMD experimentais obtidos para injeção de água na câmara secundária.

Cumulative

Comparação de diferentes pressões



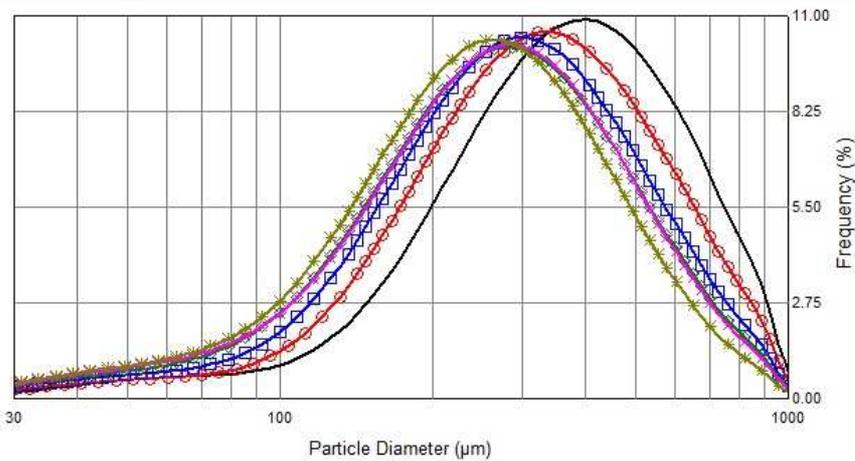
File	Dx(10)	Dx(50)	Dx(90)	Transmission
[V] Água 1.4 bar	159.24	363.08	685.78	85.08
[V] Água 1.6 bar 1	139.80	317.99	631.00	74.13
[V] Água 1.8 bar	120.69	284.53	578.86	75.66
[V] Água 2 bar	107.82	266.57	560.76	75.38
[V] Água 2.2 bar	104.33	264.52	543.83	75.88
[V] Água 2.4 bar	98.45	246.43	504.64	74.97

[V]=Volume [N]=Number

Figura 8.12 - Distribuição cumulativa de volume (ou massa) de água e diâmetros característicos para diferentes pressões de injeção na câmara primária.

Frequency

Comparação de diferentes pressões



File	Dx(10)	Dx(50)	Dx(90)	Transmission
[V] Água 1.4 bar	159.24	363.08	685.78	85.08
[V] Água 1.6 bar 1	139.80	317.99	631.00	74.13
[V] Água 1.8 bar	120.69	284.53	578.86	75.66
[V] Água 2 bar	107.82	266.57	560.76	75.38
[V] Água 2.2 bar	104.33	264.52	543.83	75.88
[V] Água 2.4 bar	98.45	246.43	504.64	74.97

[V]=Volume [N]=Number

Figura 8.13 - Função densidade de probabilidade (ou frequência) dos diâmetros das gotas de água com diferentes pressões de injeção (manométricas) aplicadas na câmara primária.

8.8.2. Resultados para os diâmetros médios das gotas com injeção de etanol

No caso do etanol hidratado só foram realizadas medições do diâmetro de Sauter na câmara primária em função da pressão de injeção, porque pequenas gotículas do etanol geradas pelo injetor molhavam o protetor de vidro do receptor do instrumento de difração laser da Malvern. Apesar de se procurar uma posição ótima da saída do injetor com relação ao feixe laser não foi possível realizar as medições correspondentes devido às limitações do comprimento horizontal da barra base do Spraytec.

Na Figura 8.14 são comparados os valores experimentais do SMD das gotas de etanol hidratado com os valores teóricos das diferentes equações semi-empíricas. Nota-se que a equação de Couto e Carvalho não pode prever corretamente o comportamento do diâmetro de Sauter do etanol hidratado em função da pressão.

A Figura 8.15 mostra as distribuições cumulativas de volume e os diâmetros característicos das gotas formadas pela injeção de o etanol hidratado na câmara primária com diferentes pressões de injeção (manométricas).

A Figura 8.16 apresenta as funções densidade de probabilidade (frequência) dos diâmetros das gotas formadas pela injeção de etanol hidratado na câmara primária para diferentes pressões de injeção (manométricas).

Verifica-se na Figuras 8.14 a 8.16 que os diâmetros médios característicos das gotas de etanol hidratado, como SMD, Dv_{10} , Dv_{50} e Dv_{90} diminuem com o aumento da pressão de injeção, assim como ocorreu com a água.

Observa-se também nas Figuras 8.15 e 8.16 que as distribuições cumulativas de volume e as funções de distribuição de probabilidade (frequência) dos diâmetros das gotas de etanol hidratado se deslocam para a esquerda com o aumento da pressão, indicando também a redução nos diâmetros médios das gotas, do mesmo modo que ocorreu com a injeção de água.

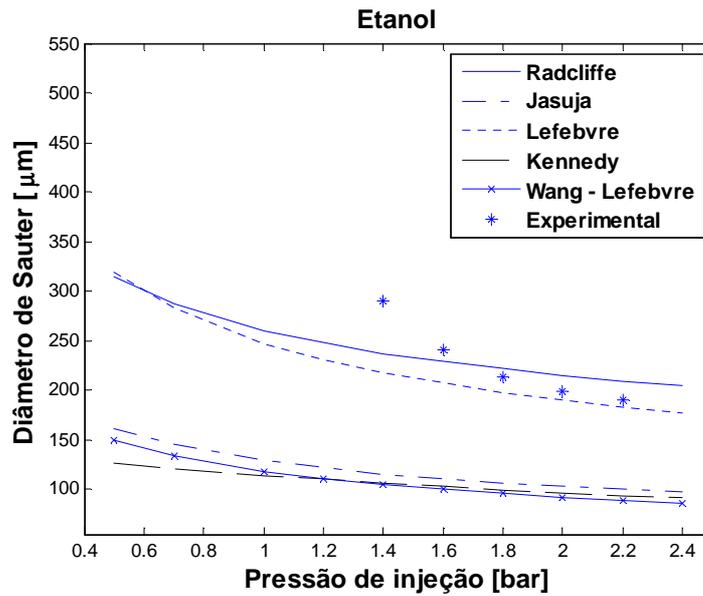


Figura 8.14 - Comparações dos valores experimentais do SMD com as formulações semi-empíricas, para injeção de etanol hidratado na câmara primária a diferentes pressões de injeção (manométrica).

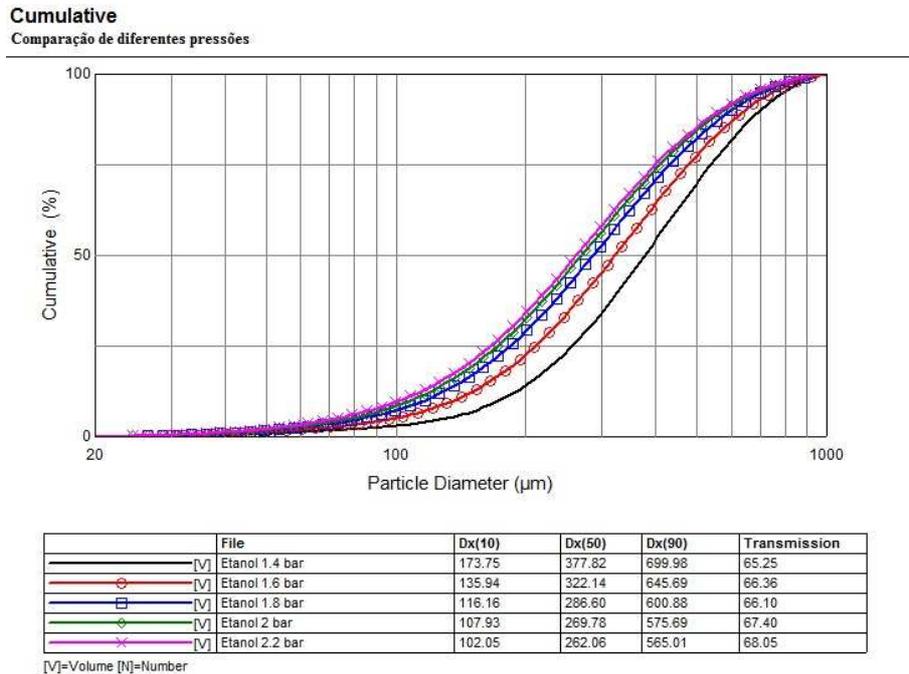


Figura 8.15 - Distribuições cumulativas de volume e diâmetros característicos das gotas formadas pela injeção de o etanol hidratado na câmara primária com diferentes pressões de injeção (manométricas).

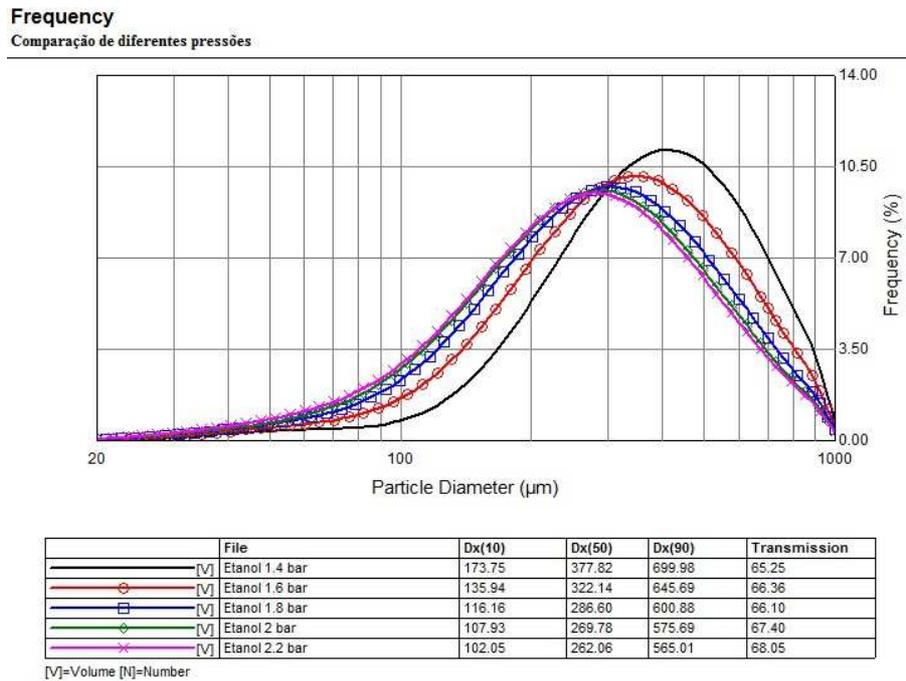


Figura 8.16 - Funções densidade de probabilidade (frequência) dos diâmetros das gotas formadas pela injeção de etanol hidratado na câmara primária para diferentes pressões de injeção (manométricas).

8.8.3. Resultados para os diâmetros médios das gotas com injeção de Biodiesel

A Figura 8.17 compara os valores experimentais do SMD das gotas de biodiesel de soja B100 injetadas na câmara primária com os valores teóricos das diferentes equações semi-empíricas, para diferentes pressões de injeção (manométricas).

A Figura 8.18 mostra as distribuições cumulativas de volume e os diâmetros característicos das gotas formadas pela injeção de o etanol hidratado na câmara primária com diferentes pressões de injeção (manométricas).

A Figura 8.19 apresenta as funções densidade de probabilidade (frequência) dos diâmetros das gotas formadas pela injeção de etanol hidratado na câmara primária para diferentes pressões de injeção (manométricas).

É possível verificar que nenhuma das equações semi-empíricas é capaz de prever corretamente o SMD para o biodiesel B100. A equação semi-empírica de Radcliffe parece indicar uma tendência a um comportamento similar ao SMD experimental para

pressões maiores. Uma vez que as equações semi-empíricas anteriormente indicadas foram desenvolvidas utilizando principalmente água como líquido de injeção, ou em alguns casos líquidos com baixa viscosidade, pode-se supor que não possam gerar o mesmo comportamento experimental para líquidos de alta viscosidade.

Verifica-se na Figuras 8.17 a 8.19 que os diâmetros médios característicos das gotas de etanol hidratado, como SMD, Dv_{10} , Dv_{50} e Dv_{90} diminuem com o aumento da pressão de injeção, assim como ocorreu com a água e o etanol hidratado.

Observa-se também nas Figuras 8.18 e 8.19 que as distribuições cumulativas de volume e as funções de distribuição de probabilidade (frequência) dos diâmetros das gotas de etanol hidratado se deslocam para a esquerda com o aumento da pressão, indicando também a redução nos diâmetros médios das gotas, do mesmo modo que ocorreu com a injeção de água ou de etanol hidratado.

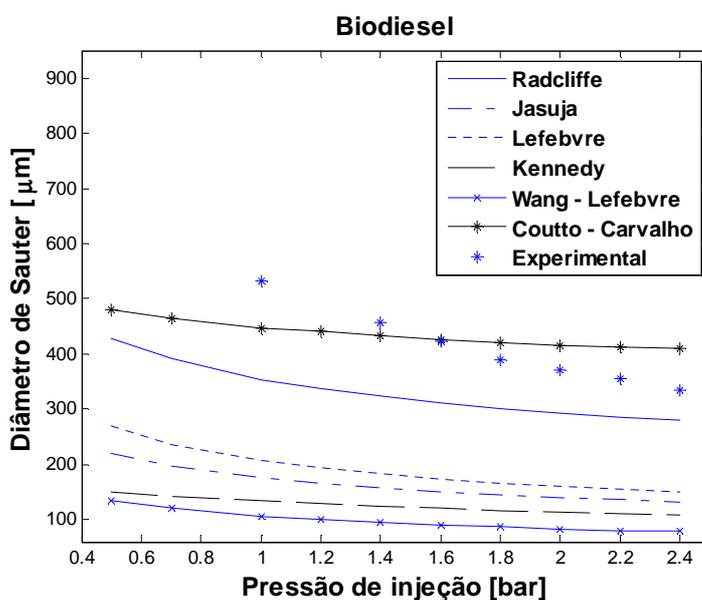
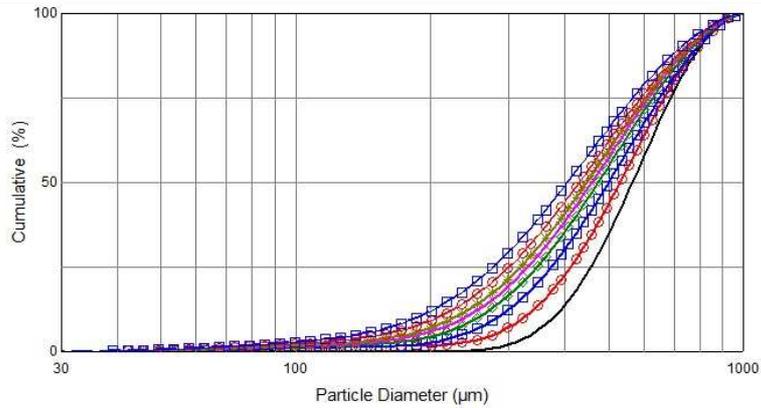


Figura 8.17 - Comparações dos valores experimentais do SMD com as formulações semi-empíricas, para injeção de biodiesel de soja B100 na câmara primária a diferentes pressões de injeção (manométrica).

Cumulative

Comparação de diferentes pressões



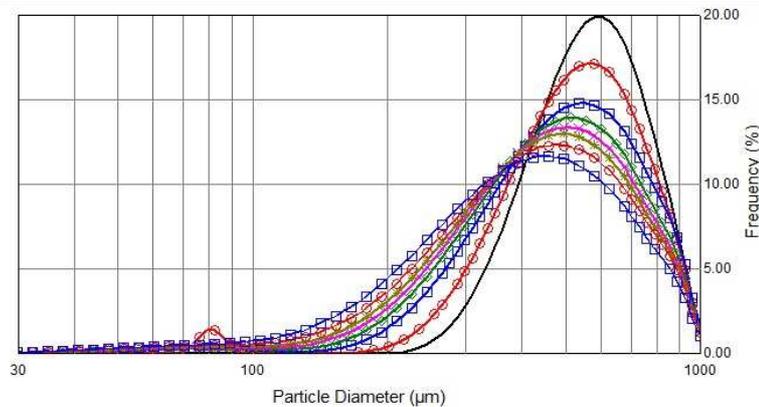
	File	Dx(10)	Dx(50)	Dx(90)	Transmission
—	[V] Biodiesel 1 bar	375.39	564.94	798.73	86.49
—○—	[V] Biodiesel 1.4 bar	322.63	529.96	788.29	81.11
—□—	[V] Biodiesel 1.6 bar	280.82	499.83	787.84	83.87
—◇—	[V] Biodiesel 1.8 bar	254.55	473.38	768.98	85.27
—×—	[V] Biodiesel 2 bar	237.68	457.95	758.38	85.57
—*—	[V] Biodiesel 2.2 bar	225.45	446.00	750.44	85.81
—⊕—	[V] Biodiesel 2.4 bar	207.04	429.85	743.59	85.89
—⊕—	[V] Biodiesel 2.6 bar	186.39	404.76	724.31	85.78

[V]=Volume [N]=Number

Figura 8.18 - Distribuições cumulativas de volume e diâmetros característicos das gotas formadas pela injeção de biodiesel de soja B100 na câmara primária com diferentes pressões de injeção (manométricas).

Frequency

Comparação de diferentes pressões



	File	Dx(10)	Dx(50)	Dx(90)	Transmission
—	[V] Biodiesel 1 bar	375.39	564.94	798.73	86.49
—○—	[V] Biodiesel 1.4 bar	322.63	529.96	788.29	81.11
—□—	[V] Biodiesel 1.6 bar	280.82	499.83	787.84	83.87
—◇—	[V] Biodiesel 1.8 bar	254.55	473.38	768.98	85.27
—×—	[V] Biodiesel 2 bar	237.68	457.95	758.38	85.57
—*—	[V] Biodiesel 2.2 bar	225.45	446.00	750.44	85.81
—⊕—	[V] Biodiesel 2.4 bar	207.04	429.85	743.59	85.89
—⊕—	[V] Biodiesel 2.6 bar	186.39	404.76	724.31	85.78

[V]=Volume [N]=Number

Figura 8.19 - Funções densidade de probabilidade (frequência) dos diâmetros das gotas formadas pela injeção de biodiesel de soja B100 na câmara primária para diferentes pressões de injeção (manométricas).

8.8.4. Resultados para os diâmetros médios das gotas com injeção de etanol na câmara primária e biodiesel na câmara secundária

A seguir são apresentados resultados para a injeção de etanol na câmara primária e biodiesel na câmara secundária usando a mesma pressão de injeção nas duas câmaras.

A Figura 8.20 mostra os diâmetros característicos Dv_{10} , Dv_{50} e Dv_{90} para injeção de misturas de etanol hidratado e biodiesel no injetor centrífugo dual a diferentes pressões de injeção.

A Figura 8.21 mostra os diâmetros médios de Sauter para injeção de misturas de etanol hidratado e biodiesel no injetor centrífugo dual a diferentes pressões de injeção.

A Figura 8.22 exibe as distribuições cumulativas de volume para injeção de misturas de etanol hidratado e biodiesel no injetor centrífugo dual a diferentes pressões de injeção.

A Figura 8.23 mostra as curvas de frequência de diâmetros para injeção de misturas de etanol hidratado e biodiesel no injetor centrífugo dual a diferentes pressões de injeção.

O comportamento do diâmetro de Sauter é bem diferente de quando é analisado para cada câmara de maneira individualmente (ver Figura 8.14 para o caso do etanol). Nesse caso pode-se verificar que quando existe um aumento na pressão o tamanho do diâmetro de Sauter tende a diminuir o que é um comportamento comum em injetores centrífugos simples.

Quando as duas câmaras trabalham juntas verifica-se o comportamento mostrado na Figura 8.21 indicando que quando as duas lâminas líquidas ficam unidas ou experimentam uma separação, a distribuição de tamanho de gotas é influenciada tal como foi descrito por Sivakumar e Raghunandan (1998).

Eles observaram que para uma determinada vazão mássica fixa da câmara primária e incrementando a vazão mássica da câmara secundária, o tamanho médio da gota inicialmente incrementa até chegar a um valor máximo e logo começa a diminuir.

Foi observado no caso deste trabalho que a lâmina líquida gerada na câmara primária com etanol hidratado tem influência sobre o tamanho da gota somente para valores baixos de vazão mássica da câmara secundária utilizando biodiesel de soja. Quando foi utilizado biodiesel de soja na câmara primária e etanol hidratado na câmara secundária não foi possível juntar as duas lâminas geradas pelos bicos de saída da câmara primária e secundária impossibilitando a mistura dos dois líquidos injetados ao mesmo tempo.

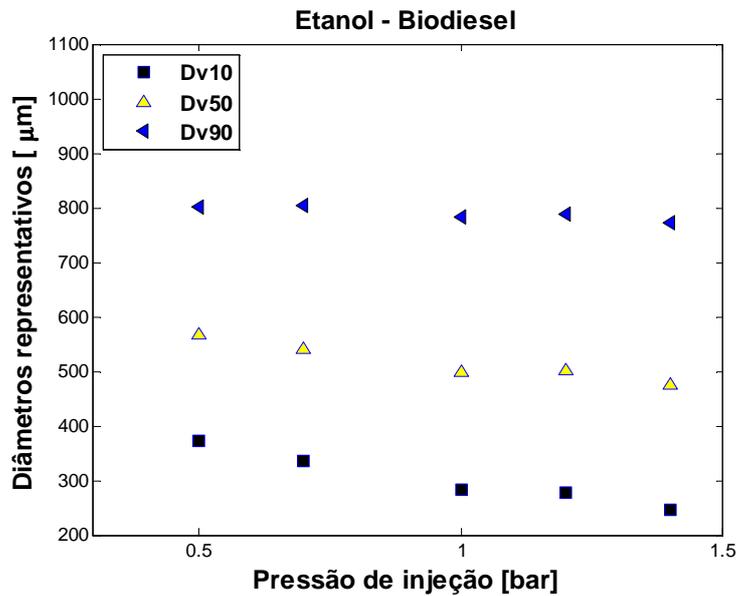


Figura 8.20 - Comportamento dos diâmetros característicos da mistura de etanol hidratado e biodiesel de soja a diferentes pressões aplicadas ao injetor centrífugo dual.

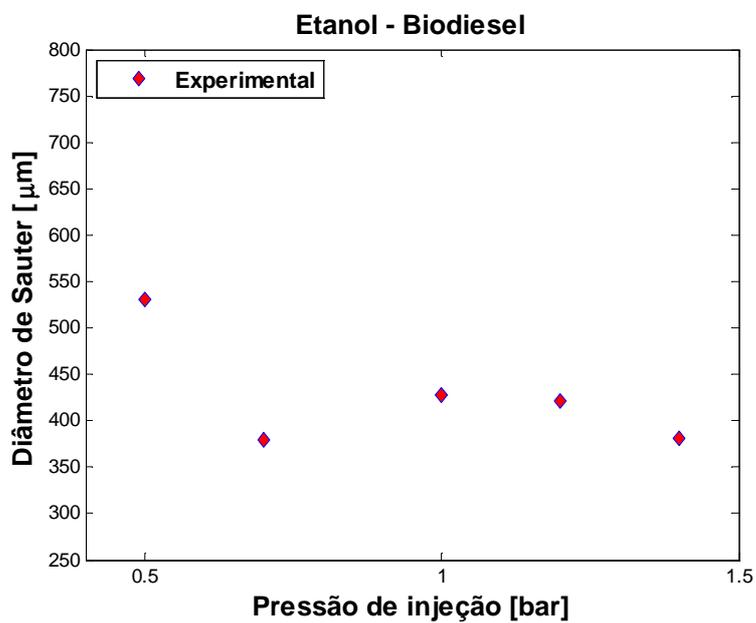
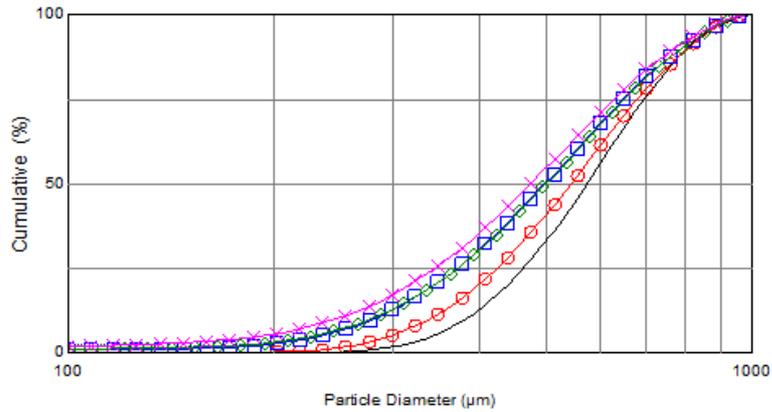


Figura 8.21 - Diâmetros médios de Sauter de misturas de etanol hidratado e biodiesel de soja a diferentes pressões aplicadas ao injetor centrífugo dual.

Cumulative

Comparação de diferentes pressões



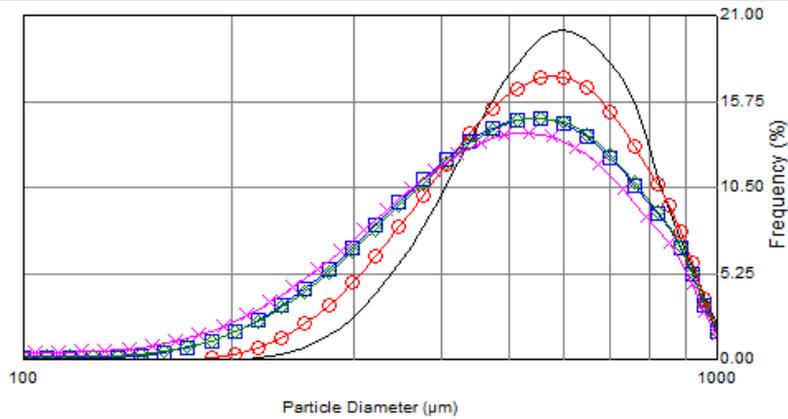
	File	Dx(10)	Dx(50)	Dx(90)	Transmission
—	[V] Biodiesel - etanol 0,5bar	380.54	573.25	802.64	87.88
○	[V] Biodiesel - etanol 0,7bar	336.95	543.10	804.57	88.36
□	[V] Biodiesel - etanol 1bar	278.66	497.56	786.66	86.88
◇	[V] Biodiesel - etanol 1,2bar	276.56	500.25	789.14	79.29
×	[V] Biodiesel - etanol 1,4bar	245.60	474.64	771.81	78.70

[V]=Volume [N]=Number

Figura 8.22 - Distribuições cumulativas e diâmetros característicos para a mistura de etanol hidratado e biodiesel de soja com diferentes pressões aplicadas na câmara primária.

Frequency

Comparação de diferentes pressões



	File	Dx(10)	Dx(50)	Dx(90)	Transmission
—	[V] Biodiesel - etanol 0,5bar	380.54	573.25	802.64	87.88
○	[V] Biodiesel - etanol 0,7bar	336.95	543.10	804.57	88.36
□	[V] Biodiesel - etanol 1bar	278.66	497.56	786.66	86.88
◇	[V] Biodiesel - etanol 1,2bar	276.56	500.25	789.14	79.29
×	[V] Biodiesel - etanol 1,4bar	245.60	474.64	771.81	78.70

[V]=Volume [N]=Number

Figura 8.23 - Curvas de frequência e diâmetros característicos para a mistura de etanol hidratado e biodiesel de soja com diferentes pressões aplicadas no injetor centrifugo dual.

9 CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

A pesquisa consistiu em uma investigação da aplicação de injetores centrífugos duais para a atomização de etanol hidratado e biodiesel de soja B100.

Inicialmente foi feita uma revisão da aplicação de injetores, das variedades de injetores existentes e de conceitos fundamentais relativos a processos de atomização.

Foi depois descrita a teoria para o projeto de injetores centrífugos e mostrado o ajuste das condições geométricas necessário para o projeto da câmara secundária dos injetores centrífugos duais.

Foi realizada a caracterização das propriedades físico-químicas dos líquidos testados, incluindo água, etanol hidratado e biodiesel de soja B100. Foram determinadas a massa específica, através de picnometria; a viscosidade, através da utilização do viscosímetro de Ostwald Cannon Fenske; e a tensão superficial, através do método do anel.

Foi construída uma bancada para testes a frio de injetores, constituída por válvulas reguladoras, filtros, transdutores de pressão, linhas de alimentação e tanques de armazenamento de combustível.

Foram realizadas as medidas das vazões mássicas e dos coeficientes de descarga das câmaras do injetor centrífugo dual para os três líquidos testados nesta dissertação, com a finalidade de verificar o comportamento para diferentes pressões de trabalho aplicadas.

Foram realizadas as medidas do ângulo de cone usando técnicas fotográficas e um software desenvolvido em linguagem Matlab para determinar o valor numérico do ângulo de cone gerado pela injeção dos líquidos testados.

Foi apresentado o projeto de um paternador mecânico unidimensional para realizar medidas da distribuição de massa gerada pela injeção dos líquidos testados, e também

foi desenvolvido um software em linguagem Matlab com a finalidade de conseguir a visualização dos dados coletados para este tipo de ensaios.

Foram determinados os diâmetros característicos, as distribuições de diâmetros e de volumes das gotas formadas pela injeção de água, etanol hidratado, biodiesel de soja e misturas de etanol e biodiesel no injetor centrífugo dual. Para isso foi utilizado um sistema por difração laser Spraytec da Malvern e adotou-se a teoria de Mie de espalhamento da luz, válida para partículas pequenas de 0.1 μm a 2 mm com diferentes índices de refração no equipamento empregado.

Verificou-se que os diâmetros das gotas diminuem com o aumento da pressão de injeção quando os líquidos são injetados individualmente em cada câmara do injetor. Todavia, quando etanol hidratado é injetado na câmara primária e biodiesel de soja é injetado na câmara secundária a uma mesma pressão, esta tendência de redução de diâmetro com a pressão não é sempre observada. Quando houve a injeção de etanol na câmara secundária e biodiesel na primária não foi possível colidir os dois cones do spray, devido à viscosidade e geometria do projeto.

Sugere-se para futuros trabalhos a análise dos efeitos de pressões diferenciadas nas duas câmaras, testes com pressões mais elevadas, análise de fenômenos transientes, medidas de velocidades das gotas, variações na geometria do injetor, análise da profundidade de recesso do injetor primário.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- ALLEN, C. A. W.; WATTS, K. C. Comparative analysis of the atomization characteristics of fifteen biodiesel fuel types, **American Society of Agricultural Engineers**, v. 43, n. 2, p. 207 – 211, 2000
- ALMEIDA, A. C. S.; SILVA, J. P. M.; SIQUEIRA, A.; FREJLICH, J. Medida da viscosidade pelo método de Ostwald: um experimento didático, **Revista Brasileira de Ensino de Física**, v. 17, n. 4, p. 279 – 283, 1995
- BALLESTER, J.; DOPAZO, C. Discharge coefficient and spray angle measurements for small pressure-swirl nozzles, **Atomization and Sprays**, v. 4, p. 351 – 367, 1994
- BAYVEL, L.; ORZECOWSKI, Z. **Liquid atomization**, Taylor and Francis, 1993
- BAZAROV, V.; VIGOR, Y.; PURI, P. **Design and dynamics of jet and swirl injectors, liquid rocket thrust chambers: aspects of modeling, analysis, and design**. United States of America: American Institute of Aeronautics and Astronautics, 2004
- BENJAMIN, M. A.; MANSOUR A.; SAMANT U. G.; JHA S.; LIAO Y.; HARRIS T.; JENG S. M. Film thickness, droplet size measurements and correlation for large pressure-swirl atomizer. In: INTERNATIONAL GAS TURBINE & AEROENGINE CONGRESS, 7., 2010, Tampa, FL USA. **Proceedings...** Tampa:[s.n], 2010
- BEZERRA, L. A. **Previsão de propriedades físico-químicas da mistura biodiesel de soja-diesel mineral utilizando MID/PLS**. Recife: Universidade Federal de Pernambuco, 2005. Relatório de Estágio Curricular.
- BIRD, R. B.; STEWART, W. E.; LIGHTFOOT, E. N. **Transport phenomena**, John Wiley, New York, 1960.
- CHAO, H.; YUNSHAN, G.; JIANWEI, T.; XIUKUN, H. Spray properties of alternative fuels: a comparative analysis of biodiesel and diesel, **International Journal of Energy Research**, v. 32, p. 1329 – 1338, 2008
- CHEN, S. K.; LEFEBVRE, A. H.; ROLLBUHLER, J. Factors influencing the effective spray cone angle of pressure-swirl atomizers, **Journal of Engineering for Gas Turbines and Power**, v. 114, p. 97-103, 1992
- CHEN, S. K.; LEFEBVRE, A. H.; ROLLBUHLER, J. Influence of liquid viscosity on pressure-swirl atomizer performance, **Atomization and Sprays**, v. 1, p. 1 – 22, 1991
- CHIA-CHIEN, C.; SHYAN-FU, C.; HENG-I, L.; YI-HAI, L. Theoretical analysis of heat and mass transfer in swirl atomizers, **Heat Mass Transfer**, v. 43, p. 1213-1224, 2007
- CHINN, J. J. The numerics of the swirl atomizer. In: ILASS 2008, 2008, Como Lake, Italy. **Proceedings...** Como Lake, Italy:[s.n], 2008. (Paper ID ILASS08-000)
- CHU, C. C.; CHOU, S. F.; LIN, H. I.; LIANN, Y. H. Theoretical analysis of heat and mass transfer in swirl atomizers, **Heat Mass Transfer**, v. 43, p. 1213 – 1224, 2007

- CHUNG, I. P.; PRESSER, C. Fluid property effects on sheet disintegration of a simplex pressure-swirl atomizer, **Journal of propulsion and power**, v. 17, n. 1, 2001.
- COUTO, H. S.; CARVALHO JR, J. A.; BASTOS – NETTO, D. Theoretical formulation for sauter mean diameter of pressure–swirl atomizers, **Journal of Propulsion and Power**, v. 13, n. 5, p. 691 – 696, 1997
- DE BOER, G. B. J.; DE WEERD, C.; THOENES, D.; GOOSSENS, H. W. J. Laser diffraction spectrometry: Fraunhofer diffraction versus Mie scattering, **Part. Charact.**,v. 4, p. 14 – 19, 1987
- DING-YUAN, L. Study and the characteristic of the spray angle in pressure swirl spray atomisation, **Applied Mathematics and Mechanics**, v. 8, n. 5, 1987
- DOMBROWSKI, N.; JOHNS, W. R. The aerodynamic instability disintegration of viscous liquid sheets, **Chemical Engineering Science**, v. 18, n. 2, p. 203 – 214, 1963
- DORFNER, V.; DOMNICK, J.; DURST, F.; KÖHLER, R.; Viscosity and surface tension effects in pressure swirl atomization, **Atomization and Sprays**, v. 5, p. 261-285, 1995
- DOUMAS, M.; LASTER R. Liquid-film properties for centrifugal spray nozzles, **Chemi Eng Prog**, p. 518 – 526, 1953
- DUMOUCHEL, C.; YONGYINGSAKTHAVORN, P.; COUSIN, J. Light multiple scattering correction of laser-diffraction spray drop-size distribution measurements, **International Journal of Multiphase Flow**, v. 35, p. 277 – 287, 2009
- ELISEEVA, O. A.; SISTER, V. G.; ORLOV, S. V. Measurement of the fractional composition of two-phase systems with determination of the efficiency of separation processes, **Chemical and Petroleum Engineering**, v. 44, p. 722 – 725, 2008
- GAMISANS, X.; SARRÁ, M.; LAFUENTE, F.J.; AZZOPARDI, B.J. The hydrodynamics of ejector-venturi scrubbers and their modelling by an annular flow/boundary layer model, **Chemical Engineering Science**, v. 57, p. 2707 – 2718, 2002
- HECHT, E. **Optics**, 4 ed., San Francisco, CA, Addison Wesley, 2002
- HORVAY, M.; LEUCKEL, W. Experimental and theoretical investigation of swirl nozzles for pressure-jet atomization, **German Chem. Eng.**, v. 9, p. 276 – 283, 1986
- INAMURA, T.; TAMURA, H.; SAKAMOTO, K. Characteristics of liquid film and spray injected from swirl coaxial injector, **Journal of Propulsion and Power**, v. 19, n. 4, p. 632 – 639, 2003
- KASHDAN, J. T.; SHRIMPTON, J. S.; WHYBREW, A. A digital image analysis technique for quantitative characterisation of high-speed sprays, **Optics and Lasers in Engineering**, v. 45, p. 106 – 115, 2007
- KESSAEV, J. **Theory and calculation of liquid propellant engines**. Moscou: Moscow Aviation Institute, 1997.
- KHAVKIN, Y. Secondary drop breakup in swirl atomizers, **Atomization and Sprays**, v. 12, p. 615-627, 2002

- KHAVKIN, Y. Droplet size distribution in swirl atomizers, **Atomization and Sprays**, v. 12, p. 629-640, 2002
- KHAVKIN, Y. I. **Theory and practice swirl atomizers**, Taylor & Francis, New York, 2004
- KLEIN-DOUWEL, R. J. H.; FRIJTERS, P. J. M.; SOMERS, L. M. T.; DE BOER, W. A.; BAERT, R. S. G. Macroscopic diesel fuel spray shadowgraphy using high speed digital imaging in a high pressure cell, **Fuel**, v. 86, p. 1994 – 2007, 2007
- KULSHRESHTHA, D.; DIKSHIT, S. B.; CHANNIWALA, S. A. Variations of spray cone angle and penetration length of pressure swirl atomizer designed for micro gas turbine engine, **International Journal of Dynamics of Fluids**, v. 5, p. 165-172, 2009
- LACAVA, P. T.; BASTOS-NETTO, D.; PIMENTA, A. P. Design procedure and experimental evaluation of pressure-swirl atomizers. In: INTERNATIONAL CONGRESS OF THE AERONAUTICAL SCIENCES, 24., 2004, Yokohama, JAPAN. **Proceedings...** Yokohama:[s.n], 2004
- LEFEBVRE, A. H. **Atomization and Sprays**, Hemisphere, New York, 1989.
- LÓPEZ, J.,G.; SALVÁ, M. J.J. Preliminary test on combustion of wood derived fast pyrolysis oils in a gas turbine combustor, **Biomass and Bioenergy**, v. 19, p. 119 – 128, 2000
- MUGELE, R. A.; EVANS, H. D. Droplet size distribution in sprays, **Industrial and Engineering Chemistry**, v. 43, n. 6, p. 1317 – 1324, 1951
- NONNENMACHER, S.; PIESCHE, M. Design of hollow cone pressure swirl nozzles to atomize newtonian fluids, **Chemical Engineering Science**, v. 55, p. 4339 – 4348, 2000
- NOWAK, D.; DOBSKI, T.; SLEFARSKI, R.; MAGNI, F. Spray generator for the liquid fuel combustion. In: INTERNATIONAL CONFERENCE ON MULTIPHASE FLOW, 7., 2010, Tampa, FL USA. **Proceedings...** Tampa: [s.n], 2010
- OMMI, F.; NEKOFAR, K.; KARGAR, A.; MOVAHED, E. Experimental investigation of characteristics of a double-base swirl injector in a liquid rocket propellant Engine, **Leonardo Journal of Sciences**, v. 14, p. 92 – 111, 2009
- ORTMANN, J.; LEFEBVRE, A. H. Fuel distributions from pressure-swirl atomizers, **Journal Propulsion Power**, v. 1, n. 1, p. 11 -15, 1985
- QI, Y. L.; XU, B. Y.; CAI, S. L. An application of digital image processing techniques to the characterization of liquid petroleum gas (LPG) spray, **Measurement Science and Technology**, v. 17, p. 3229 – 3236, 2006
- REIS, C. R. **Uma abordagem sobre o polietileno de baixa e de alta densidade feito a partir do etanol**. Trabalho (Conclusão de Curso de Produção com ênfase em Plástico) - Faculdade de Tecnologia da Zona Leste, São Paulo, 2010
- RHEIMS, J.; KÖSER, J.; WRIEDT, T. Refractive-index measurements in the near-IR using an Abbe refractometer, **Measurement Science and Technology**, v. 8, p. 601-605, 1997

- SEARS, F. W.; ZEMANSKY, M. W. **College Physics**, Addison-Wesley, New York, 1960
- SERRÃO, A. A.; OCÁCIA, G. C. Produção de biodiesel de soja no Rio Grande do Sul, **Revista Liberato**, v. 8, n. 9, p. 35 – 41, 2007
- SHAO, J.; YAN, Y. Digital imaging based measurement of diesel spray characteristics, **IEEE Transactions on Instrumentation and Measurement**, v. 57, n. 9, 2008
- SHAO, J.; YAN, Y.; GREEVES, G.; SMITH, S. Quantitative characterization of diesel sprays using digital imaging techniques, **Measurement Science and Technology**, v. 14, p. 1110 – 1116, 2003
- SIVAKUMAR, D.; RAGHUNANDAN, B. N. Hysteretic interaction of conical liquid sheets from coaxial atomizers: influence on the spray characteristics, **Physics of Fluids**, v. 10, n. 6, p. 1384 – 1397, 1998
- SIVAKUMAR, D.; RAGHUNANDAN, B. N. Jet interaction in liquid-liquid coaxial injector, **Journal of Fluid Engineering**, v. 118, p. 329 – 334, 1996
- SIVATHANU, Y. R.; Lim, J.; WALLACE, B.; SEEI, R. A comparison of spray angle measurements using optical and mechanical methods, **Atomization and Sprays**, v. 20, n. 1, p. 85 – 92, 2010
- SLOWIK, G.; KOHLMANN, J.; BÜRGERMEISTER, M. A new principle for influencing the droplet size in hollow cone nozzles, **ILASS-Europe 99**
- SOARES, J. D.; LIMA, L. N.; SANTOS, J. C. O. Síntese e caracterização físico-química do biodiesel derivado do óleo de soja usado em fritura.
- SOLTANI, M. R.; GHORBAIN, K.; ASHJAEI, M.; MORAD, M. R. Spray characteristics of a liquid-liquid coaxial swirl atomizer at different mass flow rates, **Aerospace Science and Technology**, v. 9, p. 592 – 604, 2005
- SOM, S. K.; MUKHERJEE, S. G. Theoretical and experimental investigations on the coefficient of discharge and spray cone angle of a swirl spray atomizing nozzle, **Acta Astronautica**, v. 36, p. 79 – 102, 1980
- SOWA, W. A. Interpreting mean drop diameters using distribution moments, **Atomization and Sprays**, v. 2, p. 1 – 15, 1992
- SPILLMANN, J.; ANDERSON R. A disc-windmill atomizer for the aerial applications of pesticides, **Proceedings of the international conference on liquid atomization and sprays**, pp. 169-172, Madison, Wis. 1982.
- STERLING, M. A.; SLEICHER, A. C.; The instability of capillary jets, **Journal Fluid Mechanics**, v. 68, p. 477 – 495, 1975
- STRAKEY, P. A.; TALLEY, D. G.; HUTT, J. J. Mixing characteristics of coaxial injectors at high gas/liquid momentum ratios, **Journal of Propulsion and Power**, v. 17, n. 2, p. 402 - 410, 2001
- TAEOCK, K.; SUNGHYUK, K.; SEONGHO, C.; YOUNGBIN, Y. Quantification of the transient mass flow rate in a simplex swirl injector, **Measurement Science and Technology**, v. 20, p. 1 – 9, 2009

TATE, R. W. Spray patternation, **Industrial and Engineering Chemistry**, v. 52, n. 10, p. 49A – 55A, 1960

VISWANATH, D. S.; GHOSH, T. K.; PRASAD, D. H. L.; DUTT, N. V. K.; RANI, K.Y. **Viscosity of liquids: theory, estimation, experiment and data**, Springer, Dordrecht, The Netherlands, 2007

WANG, N. N.; ZHANG, H. J.; YU, X. H. A versatile Fraunhofer diffraction and Mie scattering based laser particle sizer, **Advanced Powder Technology**, v. 3, n. 1, p. 7 – 14, 1992

WANG, X. F.; LEFEBVRE, A. H. Mean drop sizes from pressure-swirl nozzles, **Journal of Propulsion Power**, v. 3, n. 1, p. 11 – 18, 1987

YULE, A. J.; NASR, G. G.; BENDING, L. **Industrial sprays and atomization: design, analysis and applications**, Springer-Verlag, London, 2002

ZONG, N.; YANG, V. Dynamics of simplex swirl injectors for cryogenic propellants at supercritical conditions, **AIAA**, paper no. 2004-1332, 42nd aerospace sciences meeting and exhibit, Reno, NV, January 2004.

APÊNDICE A – CARACTERÍSTICAS DOS BIOCOMBUSTÍVEIS TESTADOS

O projeto do injetor centrífugo e a análise dos resultados experimentais requerem o conhecimento das características dos fluidos a serem atomizados. Propriedades físicas dos líquidos como densidade, viscosidade e tensão superficial são parâmetros fundamentais no processo de atomização. Os líquidos testados nesta dissertação foram o etanol hidratado comercial e o biodiesel de soja puro. A água destilada foi empregada como líquido padrão para comparações.

A seguir é apresentada uma descrição das propriedades, a metodologia experimental para caracterização e os resultados obtidos da caracterização dos biocombustíveis.

A.1 Os biocombustíveis

A Figura A.1 mostra fotografias dos biocombustíveis empregados nos testes do injetor: o etanol hidratado, distribuído pela empresa Ipiranga, e o biodiesel de soja B100, fornecido pela empresa Bioverde.



Figura A.1 - Biocombustíveis usados nos testes: a) etanol hidratado e b) o biodiesel de soja.

A.1.1. Etanol

O etanol ou álcool etílico ($\text{CH}_3\text{CH}_2\text{OH}$) é um composto orgânico obtido por meio da fermentação de amido ou outros açúcares, como a sacarose existente na cana-de-açúcar, nos açúcares da uva e cevada e também mediante processos sintéticos. É um líquido incolor, volátil, inflamável, solúvel em água, com cheiro e sabor característicos. É o mais comum dos alcoóis. A presença do oxigênio, elemento eletronegativo, em sua estrutura molecular, atrai elétrons de ligação, tornando-o um solvente fortemente polar citado por Reis (2010).

O álcool utilizado nos testes do injetor centrífugo dual é o álcool etílico hidratado cujas características físico-químicas são apresentadas na Tabela A.1.

Tabela A.1 – Características do etanol hidratado fornecido pela empresa Ipiranga.

Aspecto	
- Cor:	Incolor.
- Odor:	Característico.
pH:	6,0 a 8,0.
Temperaturas específicas	
- Faixa de temperatura de ebulição:	77 °C @ 101,325 kPa (760 mmHg).
- Ponto de fusão:	-118 °C.
Ponto de fulgor:	15 °C.
Temperatura de auto-ignição:	> 400 °C.
Limites de explosividade no ar	
- Superior (LSE):	19%.
- Inferior (LIE):	3,3%.
Pressão de vapor:	0,13 kgf/cm ² @ 37,8 °C.
Densidade:	0,8093.
Solubilidade	
- Na água:	Solúvel.
- Em solventes orgânicos:	Solúvel.
Limite de odor:	180 ppm.
Viscosidade:	1,20 cP @ 20 °C.

A.1.2. Biodiesel

O biodiesel é um substituto ao diesel de petróleo obtido, basicamente, a partir de fontes renováveis. É produzido, principalmente, pelo processo de transesterificação de óleos

vegetais (combinação do óleo vegetal com álcool para a remoção da glicerina do óleo, deixando o óleo mais fino e reduzindo a sua viscosidade), que consiste na reação destes óleos com um intermediário ativo formado pela reação de um álcool de baixo peso molecular, como o metanol ou etanol anidro, com um catalisador (hidróxido de potássio ou hidróxido de sódio), geralmente alcalino, que resulta em uma mistura de ésteres e glicerol. A esta mistura de ésteres com características semelhantes às do óleo diesel, que pode ser usada pura ou misturada ao diesel nos motores de ignição por compressão, é dada a denominação biodiesel. (Serrão et al., 2007)

Para identificar a percentagem de biodiesel misturado ao óleo diesel, é usada a nomenclatura Bx, e x refere-se à percentagem em massa de biodiesel. Assim, B100 corresponde ao biodiesel puro e B5 e B20 referem-se, respectivamente, à mistura em massa de 5 e 20% de biodiesel no diesel. (Serrão et al., 2007)

O biodiesel por ser biodegradável, não tóxico e essencialmente livre de compostos sulfurados e aromáticos, produz uma “queima limpa”, o que resulta, quando comparado com a queima do diesel mineral, numa redução substancial de monóxido de carbono e de hidrocarbonetos não queimados.

Estudos realizados pelo Laboratório de Desenvolvimento de Tecnologias Limpas (LADETEL) da USP de Ribeirão Preto mostram que a substituição do óleo diesel mineral pelo biodiesel resulta em reduções de emissões de poluentes, de acordo com Bezerra (2005)

O biodiesel utilizado nos testes do injetor centrífugo dual é o biodiesel de soja puro (B100) cujas características físico-químicas são apresentadas na Tabela A.2.

Tabela A.2 – Características do biodiesel de soja fornecido pela empresa Bioverde.

Massa específica a 20 °C:	880,6 kg/m ³
Viscosidade cinemática a 40 °C:	4,21 mm ² /s
Ponto de fulgor:	143,0 °C.
Teor de éster:	98,7 % m/m.
Índice de acidez:	0,43 mgKOH/g
Glicerina livre:	0,010 % m/m.
Glicerina total:	0,140 % m/m.
Monoglicerídeos:	0,010 % m/m.
Diglicerídeos:	0,300 % m/m.
Triglicerídeos:	0,780 % m/m.
Metanol:	0,020 % m/m.
Índice de iodo:	129
Teor de contaminação total:	22 mg/kg
Número de cetano:	52
Estabilidade à oxidação a 110 °C:	18 h

A.2. Metodologia experimental para caracterização dos líquidos

A.2.1. Medição da massa específica

A medida da massa específica dos biocombustíveis neste trabalho foi feita mediante uso de um picnômetro do tipo Gay-Lussac que consiste em uma garrafa de vidro pequeno com tubos capilares graduados, conforme mostrado na Figura A.2.



Figura A.2 - Picnômetro de 50 ml usado na medida das massas específicas dos líquidos.

A Figura A.3 mostra a balança digital modelo BL-3200H, da marca Shimadzu, com precisão de 0,01 g usada para medida das massas dos líquidos e dos picnômetros. A Figura A.3 também mostra os três picnômetros usados nos testes, um béquer e um termômetro de mercúrio para registrar as temperaturas dos líquidos testados.

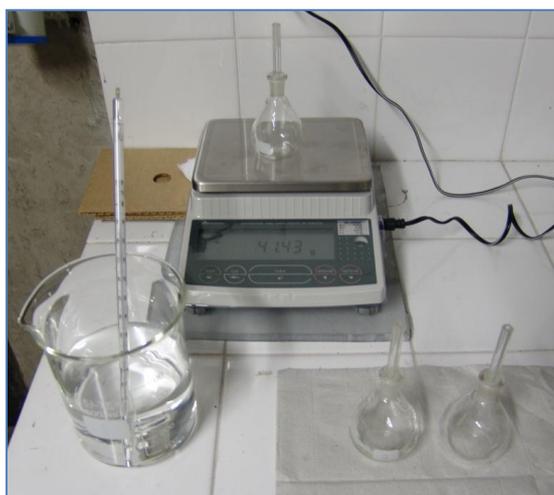


Figura A.3 - Materiais usados para realizar a medição da densidade.

O termo densidade será empregado a seguir de forma equivalente ao termo massa específica, conforme a literatura técnica de língua inglesa.

A densidade de um líquido é definida então como:

$$\rho = \frac{m}{V} \quad (\text{A.1})$$

onde m e V são a massa e o volume do líquido, respectivamente.

O termo líquido problema é usado a seguir para indicar o líquido cuja densidade vai ser determinada.

A medição da densidade do líquido problema é feita da seguinte maneira:

- i) Medida da temperatura do líquido problema: T_{liqpb}
- ii) Medida da temperatura da água destilada: $T_{água}$
- iii) Medida da massa de cada picnômetro vazio: m_1
- iv) Medida da massa de cada picnômetro com o líquido problema: m_2
- v) Medida da massa de cada picnômetro com água: m_3
- vi) Obter a média das massas m_1 , m_2 e m_3 medidas nos três picnômetros

Recomenda-se:

- lavar internamente três vezes o picnômetro com o líquido problema antes de realizar cada medição.
- preencher cada picnômetro até a borda do capilar

A massa do líquido problema, em cada medição, pode ser calculada pela relação $m_{\text{liquido}} = m_2 - m_1$ enquanto a massa da água é dada por $m_{\text{agua}} = m_3 - m_1$. Então a densidade do líquido problema é determinada pela seguinte equação:

$$\rho_{\text{liquido}} = \left(\frac{m_2 - m_1}{m_3 - m_1} \right) \rho_{\text{agua}} \quad (\text{A.2})$$

sendo ρ_{agua} é a densidade da água à temperatura da água registrada no momento da medição, obtida da Tabela A.3. Admite-se que a temperatura da água e do líquido problema sejam iguais porque elas são medidas quase simultaneamente no mesmo ambiente.

Tabela A.3 - Densidade da água a diferentes temperaturas.

T [°C]	ρ_{agua}	T [°C]	ρ_{agua}	T [°C]	ρ_{agua}
0	0,99987	11	0,99963	22	0,99782
1	0,99993	12	0,99952	23	0,99756
2	0,99997	13	0,99940	24	0,99732
3	0,99999	14	0,99927	25	0,99707
4	1,00000	15	0,99913	26	0,99681
5	0,99999	16	0,99897	27	0,99654
6	0,99997	17	0,99880	28	0,99626
7	0,99993	18	0,99862	29	0,99597
8	0,99988	19	0,99843	30	0,99567
9	0,99981	20	0,99823	31	0,98813
10	0,99973	21	0,99802	32	0,95889

Erro experimental no cálculo da densidade

O erro experimental da medição da densidade do líquido problema é obtido pelo cálculo da propagação de erros, ou seja:

$$(\Delta\rho_{liquido})^2 = \left(\frac{\partial\rho_{liquido}}{\partial m_2}\right)^2 (\Delta m_2)^2 + \left(\frac{\partial\rho_{liquido}}{\partial m_1}\right)^2 (\Delta m_1)^2 + \left(\frac{\partial\rho_{liquido}}{\partial m_3}\right)^2 (\Delta m_3)^2 \quad (A.3)$$

onde as derivadas parciais são:

$$\frac{\partial\rho_{liquido}}{\partial m_2} = \frac{\rho_{agua}}{m_3 - m_1} \quad (A.4)$$

$$\frac{\partial\rho_{liquido}}{\partial m_1} = \frac{m_2 - m_3}{(m_3 - m_1)^2} \rho_{agua} \quad (A.5)$$

$$\frac{\partial\rho_{liquido}}{\partial m_3} = \frac{m_2 - m_1}{(m_3 - m_1)^2} \rho_{agua} \quad (A.6)$$

Substituindo as Equações A.6, A.5 e A.4 na Equação A.3, resulta:

$$\begin{aligned} (\Delta\rho_{liquido})^2 = & \left(\frac{\rho_{agua}}{m_3 - m_1}\right)^2 (\Delta m_2)^2 + \frac{(m_2 - m_3)^2}{(m_3 - m_1)^4} (\rho_{agua})^2 (\Delta m_1)^2 \\ & + \frac{(m_2 - m_1)^2}{(m_3 - m_1)^4} (\rho_{agua})^2 (\Delta m_3)^2 \end{aligned} \quad (A.7)$$

Dividindo a Equação A.7 pelo o quadrado da Equação A.2, isto é:

$$(\rho_{liquido})^2 = \left(\frac{m_2 - m_1}{m_3 - m_1}\right)^2 \rho_{agua}^2 \quad (A.8)$$

Obtém-se então a expressão do erro relativo:

$$\left(\frac{\Delta\rho_{\text{liquido}}}{\rho_{\text{liquido}}}\right)^2 = \frac{(\Delta m_2)^2}{(m_2 - m_1)^2} + \frac{(m_2 - m_3)^2}{(m_3 - m_1)^2} \frac{(\Delta m_1)^2}{(m_2 - m_1)^2} + \frac{(\Delta m_3)^2}{(m_3 - m_1)^2} \quad (\text{A.9})$$

E, finalmente, tem-se:

$$\left(\frac{\Delta\rho_{\text{liquido}}}{\rho_{\text{liquido}}}\right)^2 = \frac{m_2^2}{(m_2 - m_1)^2} \left(\frac{\Delta m_2}{m_2}\right)^2 + \frac{(m_2 - m_3)^2 m_1^2}{(m_3 - m_1)^2 (m_2 - m_1)^2} \left(\frac{\Delta m_1}{m_1}\right)^2 + \frac{m_3^2}{(m_3 - m_1)^2} \left(\frac{\Delta m_3}{m_3}\right)^2 \quad (\text{A.10})$$

onde $\frac{\Delta m_i}{m_i}$ são os erros de medida da massa $i = 1,2,3$, dados pela precisão da balança.

A.2.2. Medição da viscosidade

A viscosidade de um fluido é a medida da resistência de um fluido a uma tensão cisalhante. A equação a seguir indica que a viscosidade, η , é a constante de proporcionalidade entre a tensão de cisalhamento, τ , e a taxa de deformação, dV/dy , em uma direção:

$$\tau = \eta \frac{dV}{dy} \quad (\text{A.11})$$

A viscosidade é uma característica do fluido que depende da temperatura, mas não depende da velocidade do escoamento.

Neste trabalho a viscosidade dinâmica $\eta = \nu/\rho$ dos biocombustíveis é obtida através do viscosímetro de Ostwald Cannon Fenske. Este é constituído por um tubo em forma de U

contendo um reservatório e um tubo capilar ligado uma expansão do tubo. A Figura A.4 mostra o viscosímetro e a sequência de operação.

Inicialmente o viscosímetro é colocado na posição vertical em um béquer contendo água a uma temperatura conhecida, para fixar a temperatura do líquido problema, conforme mostrado na Figura A.5. A seguir o viscosímetro é preenchido com certa quantidade do líquido problema no reservatório, até a extremidade de baixo do capilar, como mostrado na Figura A.4b. Após, succiona-se o líquido-problema com uma pês de borracha até que o nível do líquido-problema esteja acima da marca existente sobre a seção expandida imediatamente acima do capilar, como mostrado na Figura A.4c. Em seguida, deixa-se o fluido escoar através do tubo capilar pela ação da gravidade. Então registra-se o tempo decorrido pelo escoamento do líquido-problema, até que a superfície livre do líquido no reservatório acima do capilar atinja a marca existente na extremidade de cima do capilar, como mostrado na Figura A.4d.

Com o tempo registrado, realiza-se uma comparação com outros tempos de outras substâncias cujas viscosidades sejam conhecidas, por exemplo, a água destilada, o líquido padrão mais comum.

Cada viscosímetro apresenta uma constante de calibração, que depende do diâmetro e da uniformidade do tubo, das condições de entrada e dos pequenos desvios nas condições de escoamento durante o ensaio. A ASTM (American Society for Testing and Materials) apresenta normas sobre os diâmetros de tubos adequados para cobrir uma ampla gama de viscosidades neste tipo de viscosímetro.

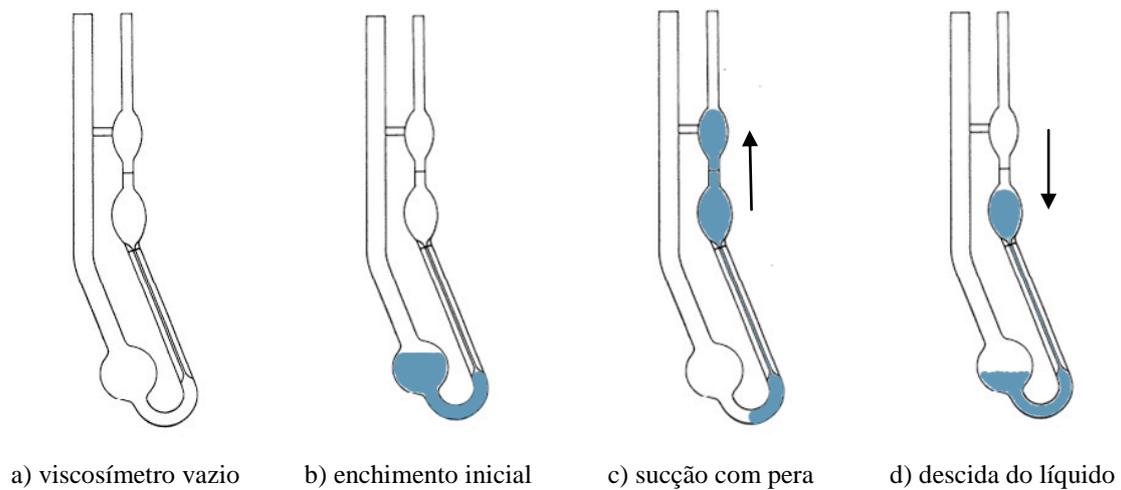


Figura A.4 - Esquema de operação de um viscosímetro de Ostwald Cannon Fenske.



Figura A.5 - Arranjo experimental para realizar a medição de viscosidade.

O escoamento do fluido no capilar do viscosímetro é admitido como laminar. Neste regime, a velocidade do escoamento é máxima no centro do tubo e decresce radialmente segundo uma parábola, alcançando uma velocidade nula na parede do tubo. A vazão volumétrica Q de um fluido com viscosidade dinâmica η ao longo do capilar de raio r é dada por:

$$Q = \frac{Ar^2}{8\eta} \frac{\Delta P}{\Delta l} \quad (\text{A.12})$$

onde $A = \pi r^2$ é a área da secção transversal do tubo (capilar) cilíndrico regular e $\Delta P/\Delta l$ é o gradiente de variação da pressão (ΔP é a pressão ao longo do tubo Δl). Assim, o volume ΔV de fluido que atravessa a secção do tubo, em um intervalo de tempo Δt , é dado por $\Delta V = Q\Delta t$, e usando a Equação A.12, obtém-se,

$$\Delta V = \frac{\pi r^4}{8\eta} \frac{\Delta P}{\Delta l} \Delta t \quad (\text{A.13})$$

Uma vez conhecidos os parâmetros do sistema, a saber, tubo cilíndrico de raio r e comprimento Δl , e a variação de pressão ΔP ao longo do tubo, a expressão acima permite conhecer a viscosidade η da substância que flui por ele, desde que seja medida a quantidade de fluido escoado ΔV durante o intervalo de tempo Δt (ALMEIDA et al., 1995)

São feitas medidas consecutivas das viscosidades de dois fluidos distintos, denominados como fluido “1” e fluido “2”, utilizando-se o mesmo equipamento. Faz-se a medida do mesmo volume de fluido ΔV nas duas experiências.

Portanto, através da Equação A.13 tem-se para o fluido “1” a seguinte expressão:

$$\Delta V = \left(\frac{\pi r^4}{8\Delta l} \right) \frac{\Delta P_1}{\eta_1} \Delta t_1 \quad (\text{A.14})$$

onde separam-se as quantidades (dispostas entre parênteses) que são independentes do fluido utilizado. Analogamente obtém-se uma equação para o fluido “2”:

$$\Delta V = \left(\frac{\pi r^4}{8\Delta l} \right) \frac{\Delta P_2}{\eta_2} \Delta t_2 \quad (\text{A.15})$$

Se a força que move o fluido for a gravidade, a variação de pressão ΔP depende somente da altura h entre o nível superior e inferior do bojo superior, como ilustra a Figura A.4, isto é: $\Delta P = \rho g \Delta h$, onde g é a aceleração da gravidade.

É possível expressar a altura h em função do volume V , isto é, $h = h(V)$, o que também é uma propriedade geométrica da montagem do viscosímetro. Assim, as Equações A.14 e A.15 podem ser reescritas como:

$$\frac{\Delta V}{h(V)} \left(g \frac{\pi r^4}{8 \Delta l} \right)^{-1} = \frac{\rho_1}{\eta_1} \Delta t_1 \quad (\text{A.16})$$

$$\frac{\Delta V}{h(V)} \left(g \frac{\pi r^4}{8 \Delta l} \right)^{-1} = \frac{\rho_2}{\eta_2} \Delta t_2 \quad (\text{A.17})$$

Expressando as Equações A.14 e A.15 na forma diferencial, pode-se ver que a integral (soma) no intervalo $[0, V]$ sobre todos elementos de volume dV é a mesma, já que é admitida a mesma quantidade de volume V para os dois fluidos estudados, isto é:

$$\int_0^V \frac{dV}{h(V)} \left(g \frac{\pi r^4}{8 \Delta l} \right)^{-1} = S(V) \quad (\text{A.18})$$

Semelhantemente, integrando o lado direito das Equações A.14 e A.15, no intervalo $[0, t]$, tem-se,

$$S(V) = \frac{\rho_1}{\eta_1} t_1, \text{ e } S(V) = \frac{\rho_2}{\eta_2} t_2 \quad (\text{A.19})$$

Portanto, igualando estas duas últimas equações, resulta:

$$\frac{\rho_1}{\eta_1} t_1 = \frac{\rho_2}{\eta_2} t_2$$

Agora se o fluido “1” é água e o fluido “2” é o líquido problema, têm-se,

$$\eta_{\text{líquido}} = \eta_{\text{água}} \frac{\rho_{\text{líquido}} t_{\text{líquido}}}{\rho_{\text{água}} t_{\text{água}}} \quad (\text{A.20})$$

Erro experimental na determinação da viscosidade

O erro experimental da medição da viscosidade dinâmica é obtido pelo cálculo da propagação de erros:

$$\begin{aligned} (\Delta \eta_{\text{líquido}})^2 = & \left(\frac{\partial \eta_{\text{líquido}}}{\partial \rho_{\text{líquido}}} \right)^2 (\Delta \rho_{\text{líquido}})^2 + \left(\frac{\partial \eta_{\text{líquido}}}{\partial t_{\text{líquido}}} \right)^2 (\Delta t_{\text{líquido}})^2 \\ & + \left(\frac{\partial \eta_{\text{líquido}}}{\partial t_{\text{água}}} \right)^2 (\Delta t_{\text{água}})^2 \end{aligned} \quad (\text{A.21})$$

onde as derivadas parciais são:

$$\frac{\partial \eta_{\text{líquido}}}{\partial \rho_{\text{líquido}}} = \eta_{\text{água}} \frac{t_{\text{líquido}}}{\rho_{\text{água}} t_{\text{água}}} \quad (\text{A.22a})$$

$$\frac{\partial \eta_{\text{líquido}}}{\partial t_{\text{líquido}}} = \eta_{\text{água}} \frac{\rho_{\text{líquido}}}{\rho_{\text{água}} t_{\text{água}}} \quad (\text{A.22b})$$

$$\frac{\partial \eta_{\text{liquido}}}{\partial t_{\text{agua}}} = -\eta_{\text{agua}} \frac{\rho_{\text{liquido}} t_{\text{liquido}}}{\rho_{\text{agua}} t_{\text{agua}}^2} \quad (\text{A.22c})$$

Substituindo as Equações A.20a,b,c na Equação A.19, resulta:

$$\begin{aligned} (\Delta \eta_{\text{liquido}})^2 = & \left(\eta_{\text{agua}} \frac{t_{\text{liquido}}}{\rho_{\text{agua}} t_{\text{agua}}} \right)^2 (\Delta \rho_{\text{liquido}})^2 + \left(\eta_{\text{agua}} \frac{\rho_{\text{liquido}}}{\rho_{\text{agua}} t_{\text{agua}}} \right)^2 (\Delta t_{\text{liquido}})^2 \\ & + \left(-\eta_{\text{agua}} \frac{\rho_{\text{liquido}} t_{\text{liquido}}}{\rho_{\text{agua}} t_{\text{agua}}^2} \right)^2 (\Delta t_{\text{agua}})^2 \end{aligned} \quad (\text{A.23})$$

Dividindo membro a membro a Equação A.21 pelo quadrado da Equação A.18, fornece o erro experimental na medida da viscosidade dinâmica:

$$\left(\frac{\Delta \eta_{\text{liquido}}}{\eta_{\text{liquido}}} \right)^2 = \left(\frac{\Delta \rho_{\text{liquido}}}{\rho_{\text{liquido}}} \right)^2 + \left(\frac{\Delta t_{\text{liquido}}}{t_{\text{liquido}}} \right)^2 + \left(\frac{\Delta t_{\text{agua}}}{t_{\text{agua}}} \right)^2 \quad (\text{A.24})$$

Viscosidade da água

A viscosidade da água varia significativamente com a temperatura. Kingham et al. (1974) apresentaram um trabalho experimental mostrando a variação da viscosidade dinâmica da água com a temperatura. Os dados obtidos são apresentados na Tabela A.4 e uma curva a partir destes dados é mostrada na Figura A.6.

Tabela A.4 - Viscosidade dinâmica da água a diferentes temperaturas.

T [°C]	η_{agua} [cp]	T [°C]	η_{agua} [cp]	T [°C]	η_{agua} [cp]
0,49	1,7608	5,96	1,4732	30,73	0,7861
0,99	1,7311	6,96	1,4287	39,67	0,6623
1,48	1,7018	7,46	1,403	47,03	0,5761
1,98	1,6737	7,96	1,3863	55,54	0,501
2,48	1,6465	8,46	1,366	63,98	0,4416
2,98	1,6196	8,96	1,3461	72,54	0,3915
3,48	1,5936	9,46	1,3265	80,75	0,3524
3,98	1,568	9,96	1,3072	89,87	0,3164
4,48	1,5433	5,47	1,4929	98,09	0,2889
4,98	1,5191	13,53	1,1808		
5,46	1,4964	22,02	0,955		

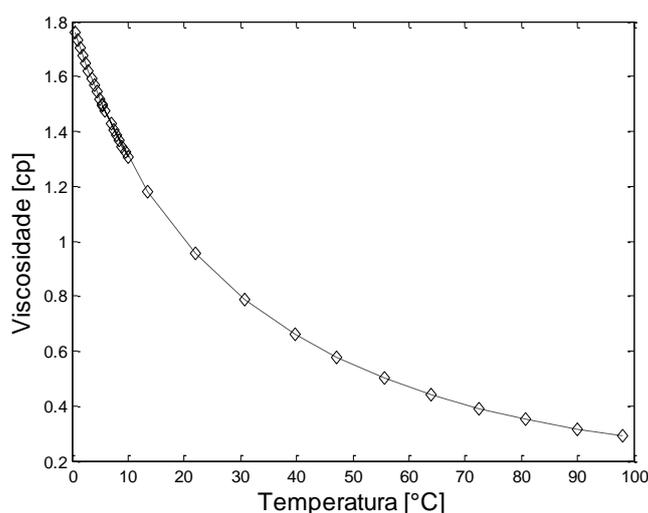


Figura A.6 - Comportamento da viscosidade da água com a temperatura.

A curva com os dados na faixa de temperatura apresentada na Figura A.6 pode ser aproximada por um polinômio de sexto grau:

$$\eta_{\text{agua}} = 5 \times 10^{-12} T^6 - 2 \times 10^{-9} T^5 + 3 \times 10^{-7} T^4 - 3 \times 10^{-5} T^3 + 1,6 \times 10^{-3} T^2 - 6,16 \times 10^{-2} T + 1,7901$$

onde T é a temperatura em °C e a viscosidade da água, η_{agua} , encontra-se em centipoises [cP].

A.2.3. Medição da tensão superficial

A tensão superficial de um líquido é uma propriedade da superfície divisória entre um líquido e o fluido circundante. As moléculas de líquido na superfície sofrem forças de atração das moléculas do líquido ao seu lado ou das que estão embaixo delas, enquanto que uma molécula imersa no líquido sofre atração de outras moléculas em todas as direções (ver Figura A.7). Por essa razão uma força vertical dentro do líquido, em relação à superfície age sobre a molécula na superfície. Para aumentar a superfície e trazer outras moléculas do líquido para a superfície, deverá haver um acréscimo de energia ao líquido.

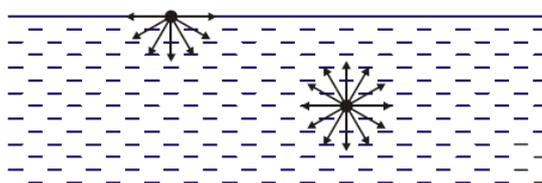


Figura A.7 - Forças de ação de mudança de uma molécula líquida na superfície e uma molécula no interior de um líquido exercidas por moléculas vizinhas.

O quociente $\sigma = \Delta E / \Delta A$ define a tensão superficial ou densidade de energia superficial. É obtido a partir da energia ΔE acrescentada para efetuar uma mudança da área superficial ΔA , à temperatura constante.

A tensão superficial dos líquidos usados nesta dissertação é medida empregando-se o método do anel. O método do anel consiste em mergulhar um anel metálico totalmente no líquido-problema e depois retirá-lo, medindo-se a força utilizada, conforme mostrado na Figura A.8.

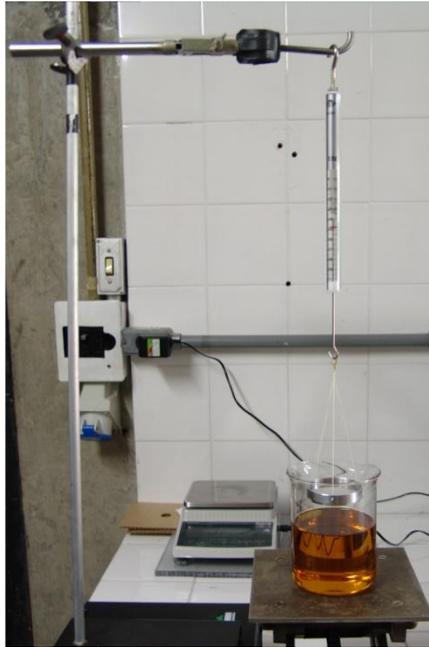


Figura A.8 - Arranjo experimental para realizar a medição da tensão superficial de um líquido.

Quando se puxa lentamente o anel de dentro do líquido, ele arrasta uma película de líquido, conforme apresentado esquematicamente na Figura A.9. A superfície desta película, do lado interno e externo do anel, aumenta quando o anel é puxado adicionalmente de uma distância Δx .

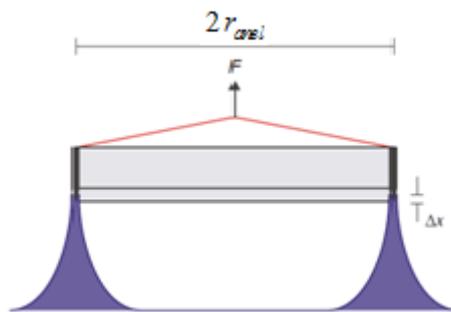


Figura A.9 - Esquema do método do anel.

A variação de área quando o anel é suspenso de Δx é:

$$\Delta A = (4 \pi r_{anel}) \Delta x$$

onde r_{anel} é o raio do anel. Para isto, a seguinte força deve ser aplicada:

$$F_0 = \frac{\Delta E}{\Delta x} = 4 \pi r_{anel} \sigma \quad (\text{A.25})$$

Se a força F_0 para suspender o anel for ultrapassada, a película de líquido se rompe. A tensão superficial é determinada quando ocorre a quebra da película do líquido-problema, no momento em que a força adicional F ultrapassar o valor limite F_0 , medida por um dinamômetro de precisão. Conseqüentemente,

$$\sigma = \frac{F_0}{4 \pi r_{anel}}$$

onde $F_0 = F_2 - F_1$ em que F_1 é o peso do anel e F_2 é a força medida no momento da quebra da película. Portanto,

$$\sigma = \frac{F_2 - F_1}{4 \pi r_{anel}} \quad (\text{A.26})$$

O erro experimental na medida da tensão superficial pode ser estimado por:

$$\left(\Delta \sigma_{liquido}\right)^2 = \left(\frac{\partial \sigma_{liquido}}{\partial F_2}\right)^2 (\Delta F_2)^2 + \left(\frac{\partial \sigma_{liquido}}{\partial F_1}\right)^2 (\Delta F_1)^2 + \left(\frac{\partial \sigma_{liquido}}{\partial r_{anel}}\right)^2 (\Delta r_{anel})^2 \quad (\text{A.27})$$

onde

$$\frac{\partial \sigma_{liquido}}{\partial F_2} = -\frac{1}{4 \pi r_{anel}}, \quad \frac{\partial \sigma_{liquido}}{\partial F_1} = \frac{1}{4 \pi r_{anel}} \quad \text{e} \quad \frac{\partial \sigma_{liquido}}{\partial r_{anel}} = -\frac{F_2 - F_1}{4 \pi r_{anel}^2} \quad (\text{A.28})$$

Substituindo as derivadas parciais de (A.26) na Equação (A.27) e dividindo por

$\sigma_{liquido}^2 = \left(\frac{F_2 - F_1}{4 \pi r_{anel}}\right)^2$, resulta na seguinte expressão para o erro experimental na medida

da tensão superficial:

$$\left(\frac{\Delta \sigma_{liquido}}{\sigma_{liquido}}\right)^2 = \frac{F_2^2}{(F_2 - F_1)^2} \left(\frac{\Delta F_2}{F_2}\right)^2 + \frac{F_1^2}{(F_2 - F_1)^2} \left(\frac{\Delta F_1}{F_1}\right)^2 + \left(\frac{\Delta r_{anel}}{r_{anel}}\right)^2 \quad (\text{A.29})$$

Índice de refração

O índice de refração de um líquido é a razão entre a velocidade da luz no vácuo e a velocidade da luz no líquido. O índice de refração é maior que a unidade porque a luz viaja a uma velocidade máxima no vácuo.

O sistema laser Spraytec Malvern requer que seja fornecido o índice de refração dos líquidos testados para fazer a determinação do tamanho das gotas formadas no spray.

Um equipamento que pode ser utilizado para determinar o índice de refração de qualquer líquido é o refratômetro de Abbe (RHEIMS et al., 1997). No entanto, os índices de refração utilizados nesta dissertação foram obtidos das medições realizadas por Soares.

A Tabela A.5 mostra os índices de refração para os líquidos usados nesta dissertação.

Tabela A.5 - Índices de refração dos líquidos testados.

Líquido	IR
Água	1,330
Etanol	1,361
Biodiesel de Soja	1,476

A.3. Resultados das Medidas das Propriedades dos Líquidos

A.3.1. Dados medidos das características da água

A densidade e a viscosidade da água foram apresentadas nas Tabelas A.3 e A.4. A Tabela A.6 mostra os valores medidos da tensão superficial da água e a média calculada.

Tabela A.6 - Medidas da tensão superficial da água a 26 °C.

Teste	Peso do anel [N]	Força medida antes da quebra da lâmina líquida [N]	Tensão superficial da água [N/m]
1	0,0480	0,0750	0,0750
2	0,0480	0,0750	0,0750
3	0,0475	0,0745	0,0750
4	0,0480	0,0745	0,0736
5	0,0480	0,0750	0,0750
6	0,0480	0,0740	0,0722
7	0,0490	0,0750	0,0722
8	0,0480	0,0750	0,0750
Médias	0,0481	0,0748	0,0741

De acordo com a Tabela A.6, e fazendo uso da Equação A.29, pode encontrar-se que o valor da tensão superficial da água para uma temperatura de 26 °C é:

$$\sigma_{\text{agua}} = (0,074 \pm 0,001) \text{ N/m}$$

A.3.2. Dados medidos das características do etanol

As tabelas A.7, A.8 e A.9 mostram, respectivamente, os valores medidos da densidade, da viscosidade e da tensão superficial do etanol e as médias calculadas.

Tabela A.7 - Medidas de densidade do etanol a 25 °C.

Teste	Massa picnômetro vazio [g]	Massa picnômetro + água [g]	Massa picnômetro + etanol [g]	Densidade do etanol [g/cm ³]
1	41,38	96,01	85,53	0,8058
2	41,38	96,02	85,56	0,8062
3	41,37	96,02	85,6	0,8069
4	41,37	96,01	85,65	0,8080
Médias	41,38	96,02	85,59	0,8067

De acordo com a Tabela A.7 e fazendo uso da Equação A.10, a densidade do etanol hidratado para uma temperatura de 25 °C é:

$$\rho_{\text{etanol}} = (0.8067 \pm 0.0002) \text{ g/cm}^3$$

$$\text{ou } \rho_{\text{etanol}} = (806.7 \pm 0.2) \text{ kg/m}^3$$

Tabela A.8 - Medidas da viscosidade do etanol a 28 °C.

Teste	Tempo para água [s]	Tempo para etanol [s]	Viscosidade dinâmica do etanol [cp]
1	40,12	74	1,21
2	40,37	74,25	1,21
3	40,13	74,38	1,21
4	40,31	74,32	1,21
5	40,28	74,15	1,21
6	40,38	74,52	1,21
7	40,25	74,56	1,21
8	40,47	75,06	1,22
Média	40,29	74,41	1,21

De acordo com a Tabela A.8, e fazendo uso da Equação A.24, a viscosidade dinâmica do etanol hidratado para uma temperatura de 28 °C é

$$\eta_{\text{etanol}} = (1,21 \pm 0,01) \text{ cP}$$

Tabela A.9 - Medidas da tensão superficial do etanol a 26 °C.

Teste	Peso do anel [N]	Força antes da quebra da lâmina líquida [N]	Tensão superficial do etanol [N/m]
1	0,047	0,056	0,024
2	0,048	0,057	0,024
3	0,048	0,057	0,024
4	0,048	0,056	0,022
5	0,048	0,057	0,025
6	0,048	0,056	0,022
7	0,048	0,057	0,025
8	0,048	0,057	0,025
Média	0,048	0,056	0,024

De acordo com a Tabela A.9 e fazendo uso da Equação A.29, a tensão superficial do etanol hidratado para uma temperatura de 26 °C é

$$\sigma_{e_{\tan\alpha}} = (0,024 \pm 0,004) N/m$$

A.3.3. Dados medidos das características do biodiesel de soja

As tabelas A.10, A.11 e A.12 mostram, respectivamente, os valores medidos da densidade, da viscosidade e da tensão superficial do biodiesel de soja B100 e as médias calculadas.

Tabela A.10 - Medidas da densidade do biodiesel a 28 °C.

Teste	Massa picnômetro vazio [g]	Massa picnômetro + água [g]	Massa picnômetro + biodiesel [g]	Densidade do biodiesel [g/cm ³]
1	41,38	95,99	89,38	0,8757
2	42,02	94,72	88,37	0,8762
3	41,38	95,85	89,23	0,8752
4	42,02	94,86	88,47	0,8758
Média	41,70	95,36	88,86	0,8757

De acordo com a Tabela A.10 e fazendo uso da Equação A.10, a densidade do biodiesel de soja para uma temperatura de 28 °C é

$$\rho_{biodiesel} = (0.8757 \pm 0.0002) \text{ g/cm}^3$$

$$\text{ou } \rho_{biodiesel} = (875.7 \pm 0.2) \text{ kg/m}^3$$

Tabela A.11 - Medidas da viscosidade do biodiesel a 28 °C.

Teste	Tempo para água [s]	Tempo para biodiesel [s]	Viscosidade dinâmica do biodiesel [cp]
1	38,38	261,16	4,87
2	38,20	261,57	4,90
3	38,44	261,48	4,86
4	38,43	261,75	4,87
5	38,37	261,89	4,88
6	38,28	261,41	4,88
7	38,51	261,37	4,85
8	38,06	261,00	4,90
Média	38,33	261,45	4,88

De acordo com a Tabela A.11 e fazendo uso da Equação A.24, a viscosidade dinâmica do biodiesel de soja para uma temperatura de 28 °C é

$$\eta_{biodiesel} = (4,88 \pm 0,02) \text{ cp}$$

Tabela A.12 - Medidas da tensão superficial do biodiesel a 28 °C.

Teste	Força do anel pendurado no ar [N]	Força antes da quebra da lâmina líquida [N]	Tensão superficial do biodiesel [N/m]
1	0,0480	0,0590	0,030
2	0,0480	0,0580	0,027
3	0,0485	0,0570	0,024
4	0,0490	0,0600	0,030
5	0,0490	0,0580	0,024
6	0,0480	0,0595	0,031
7	0,0485	0,0590	0,028
8	0,0485	0,0590	0,028
Média	0,0480	0,0590	0,028

De acordo com a Tabela A.12 e fazendo uso da Equação 6.29, a tensão superficial do biodiesel de soja para uma temperatura de 28 °C é

$$\sigma_{biodiesel} = (0,028 \pm 0,004) \text{ N/m}$$

APÊNDICE B – SOFTWARE PARA O CÁLCULO DO ÂNGULO DE CONE

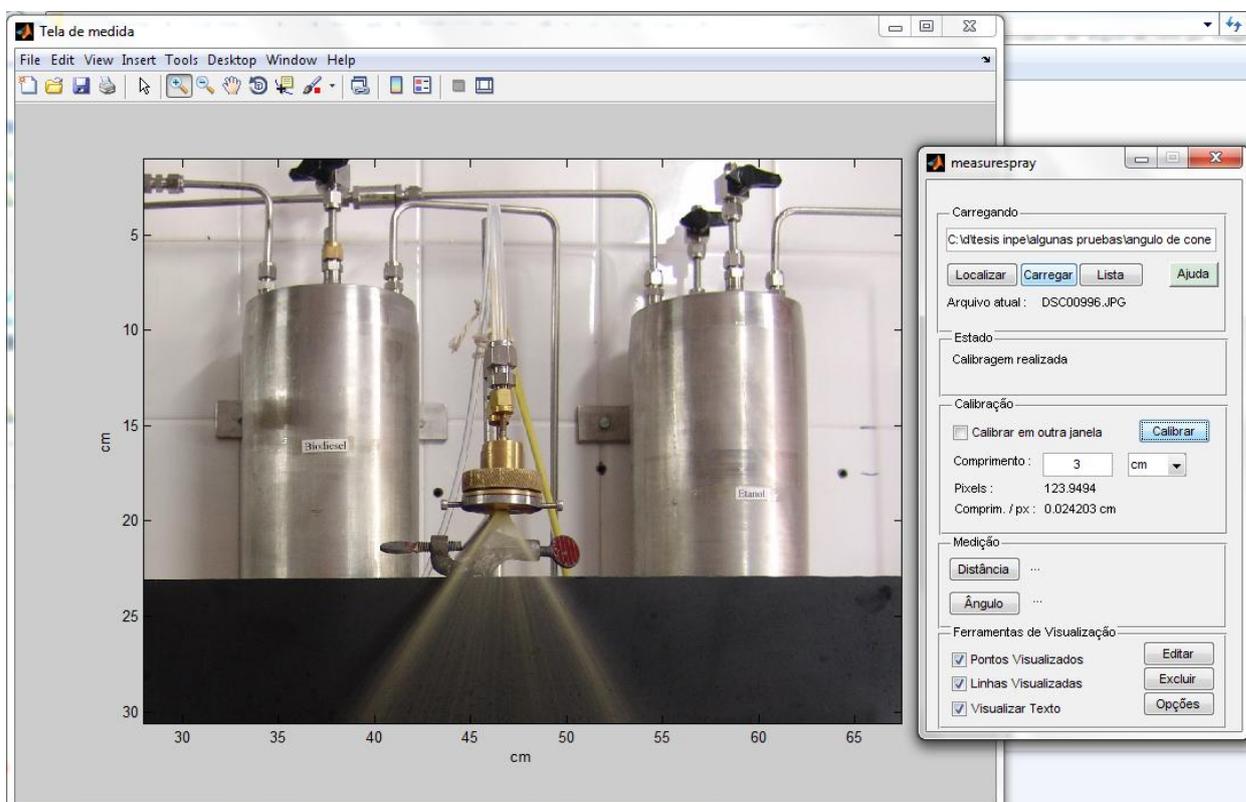


Figura B.1 – Imagem do software desenvolvido para o processamento de imagens.

Na Figura B.1, apresenta uma das telas do software desenvolvido em Matlab para processar as fotografias dos ensaios realizados com a finalidade de determinar o ângulo de cone do spray gerado pelo injetor desenvolvido nesta dissertação. A seguir uma breve descrição de algumas funções disponíveis neste software.

Na Figura B.1 é possível identificar diferentes seções uma delas é a seção **carregando**, que é utilizada para armazenar a imagem na memória temporal usada pelo software que será após processada para determinar as respectivas medições, dentro desta seção é possível observar algumas outras opções, como são apresentadas a seguir,

localizar: com esta opção o usuário pode procurar o diretório onde estão armazenadas as fotografias que serão processadas.

carregar: com esta opção aparece uma nova tela que indica quais são as imagens que encontram-se armazenadas dentro do diretório selecionado.

lista: contém em memória uma lista das imagens que existem no diretório atual de trabalho, caso que a imagem selecionada não seja a correta pode-se novamente escolher uma nova imagem com esta opção. O programa substitui a imagem atual por uma nova selecionada pelo usuário.

ajuda: nesta opção é possível encontrar um resumo da utilização do software de processamento das imagens.

A seção **estado** apresenta mensagens sobre as ações atuais que o software esta processando.

A seção **calibração** realiza a calibração da imagem ou seja determina a relação da quantidade de píxeis que estão em um determinado comprimento selecionado da imagem. Também é possível realizar esta calibração em outra tela. Quando os dados fornecidos ao software sejam os corretos, o usuário pode selecionar a opção calibrar, apos disso a imagem já esta preparada para ser utilizada.

A seção de **medição** tem disponível duas opções:

Distância: indica o valor do comprimento real entre dois pontos seleccionados na imagem.

Ângulo: o ângulo esta definido com a seleção de três pontos na imagem, esta opção pode indicar o ângulo formado entre duas linhas para isso o software representa estas linhas como vetores e aplica a lei dos cosenos para o calculo do ângulo na imagem.

A seção de **ferramentas de visualização**, permite editar, alterar ou apagar alguma medição anteriormente processada pelo usuario.

APÊNDICE C – PROCEDIMENTO DE UTILIZAÇÃO DO SOFTWARE SPRAYTEC

A seguir apresenta-se um resumo do modo de operação do software fornecido junto com o instrumento de difração laser Spraytec da Malvern mostrado na Figura C.1.



Figura C.1 - Visualização do spraytec junto com a tela do software fornecido.

Para realizar as medições da distribuição de gotas deve realizar-se o seguinte procedimento:

1. Após a iniciar o software do Spraytec, deve certificar-se de que a luz azul sobre o instrumento esteja ligada (ou seja a luz não tem que piscar).
2. Clique no botão “*Measure*” na barra de menu. (veja Figura C.2).
3. Clicando na opção “*Manual*”, a configuração manual aparecerá na tela (veja Figura D.3), na próxima tela escolha um arquivo para armazenar os dados (veja Figura D.4).
4. Clique no botão “*Settings*” na janela de visualização “*Manual Measurement*” (veja Figura D.5).

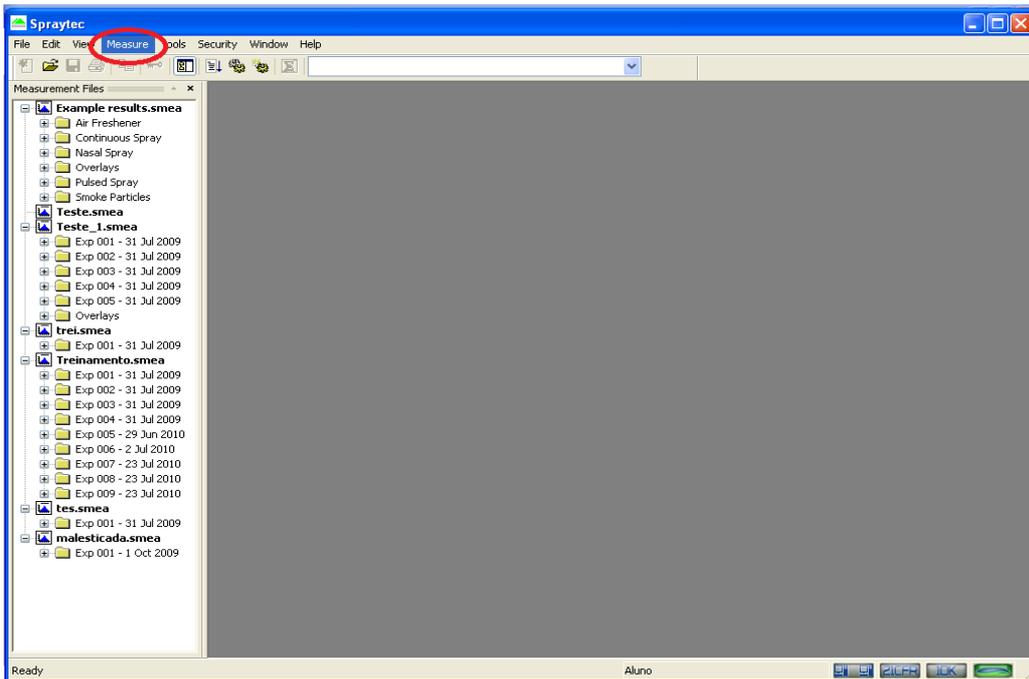


Figura C.2

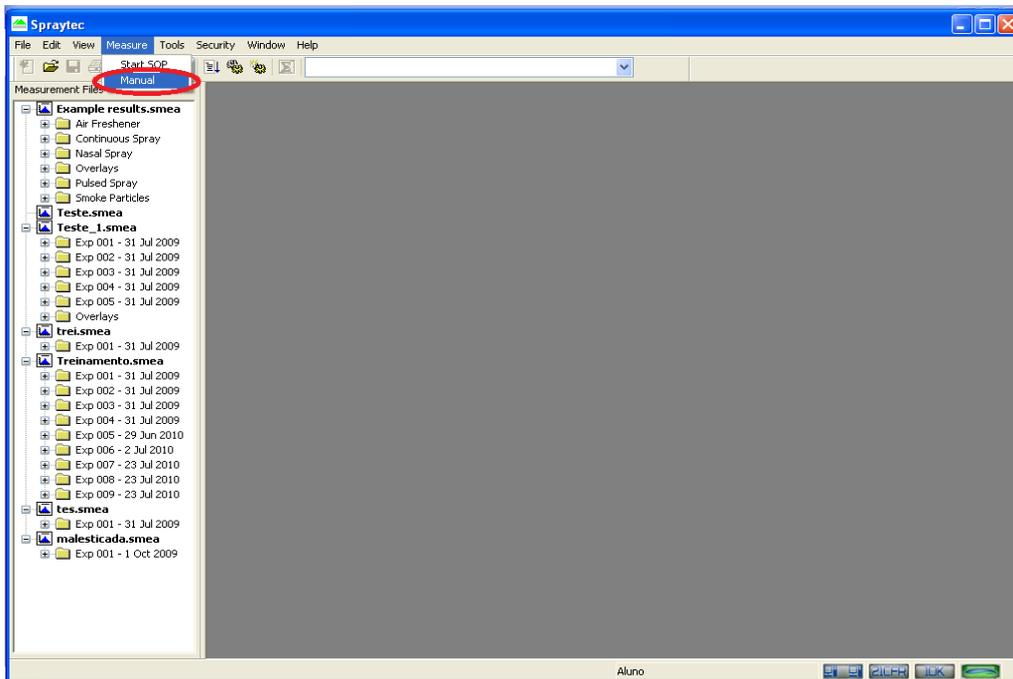


Figura C.3 -

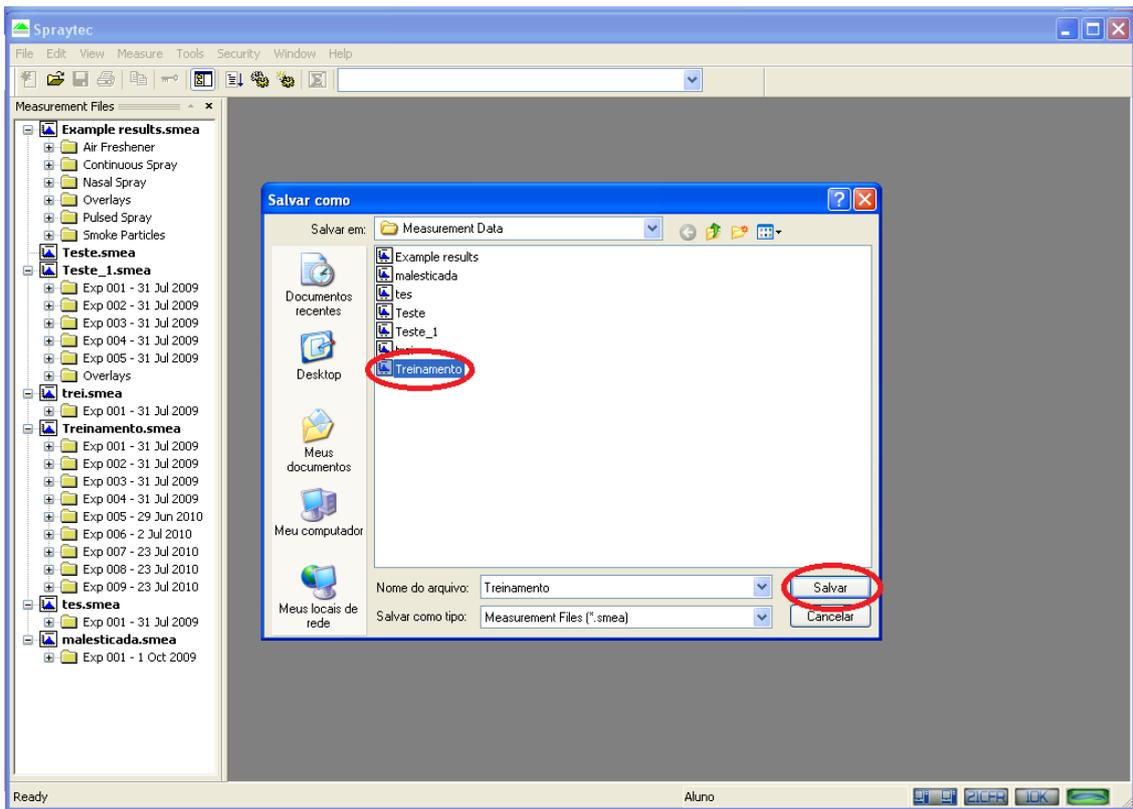


Figura C.4 –

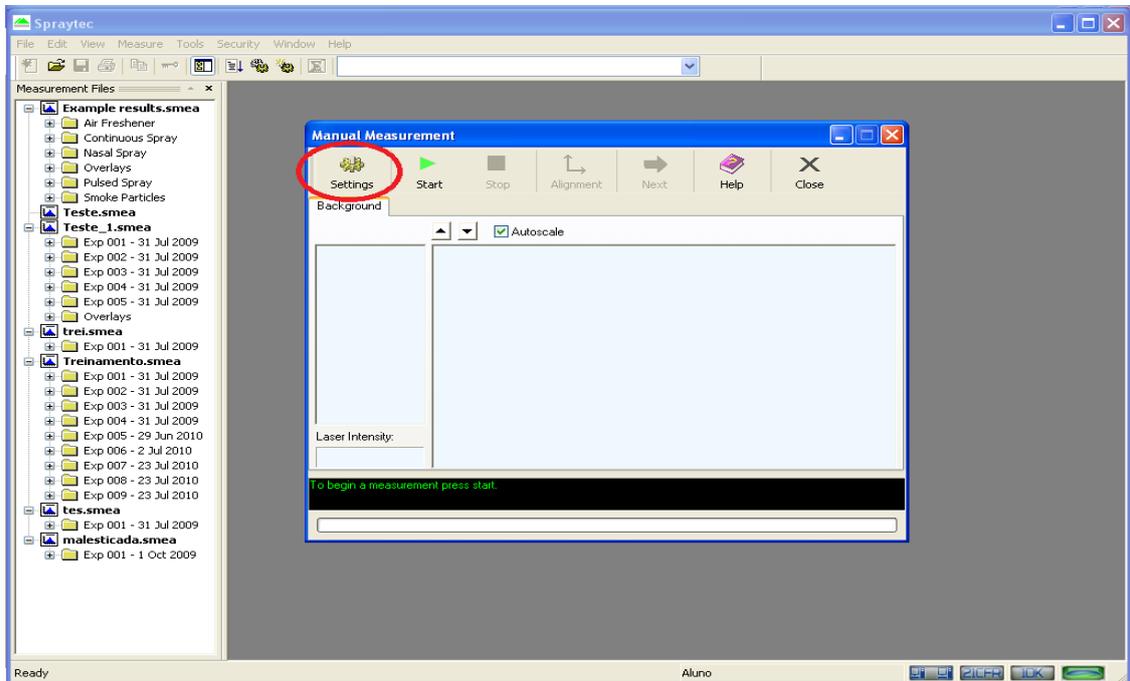


Figura C.5 - Realizando uma medição manual.

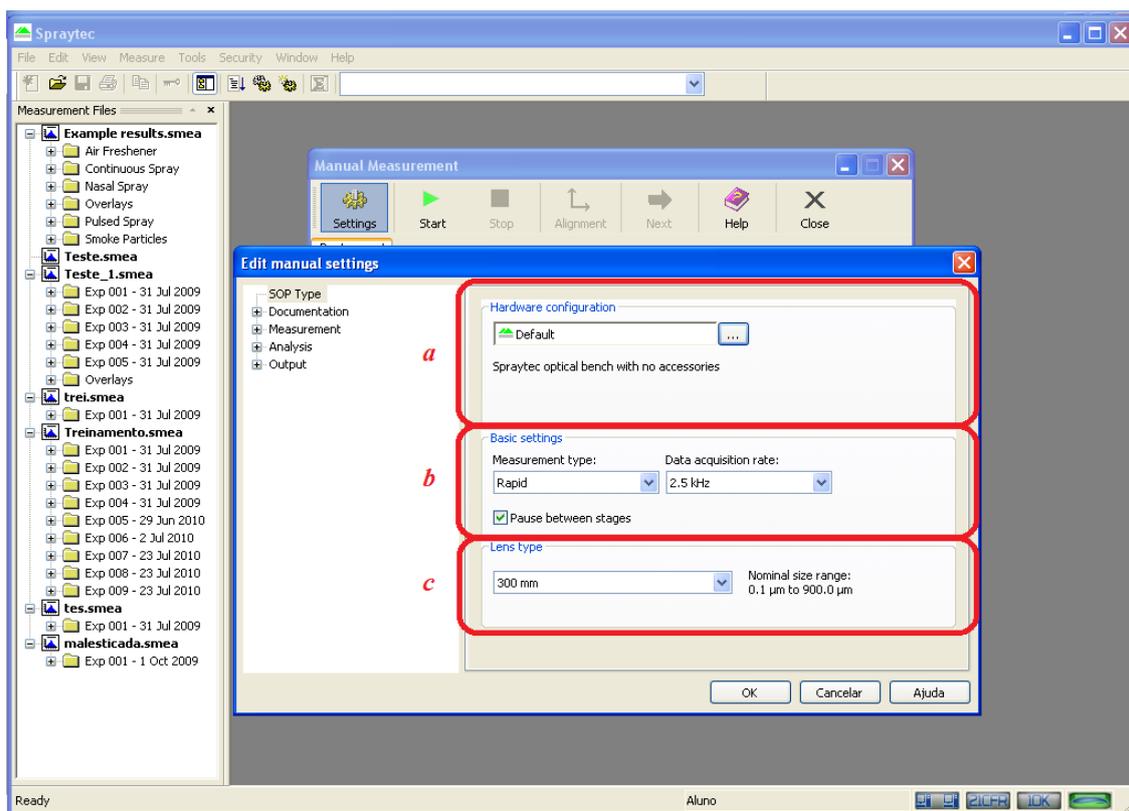


Figura C.6 -

Para realizar uma medição com o Spraytec é necessário definir certos parâmetros característicos da mostra que será testada.

Na Figura D.6 pode-se ver uma tela do software que refere-se às especificações dos acessórios utilizados e o tipo de medição que será realizada. Nesta mesma figura pode-se distinguir as seguintes opções:

Ítem a. “Hardware Configuration”: Nesta opção é possível selecionar os acessórios ligados ao sistema ou que estão sendo utilizados no momento de realizar uma medição. Geralmente está selecionado na opção “Default”, isso significa que a bancada ótica não tem nenhum acessório adicional, caso tenha um acessório externo ou novo ligado ao sistema deve ser selecionado com o botão  para realizar a configuração do novo acessório.

Ítem b. “Basic settings”: Refere-se ao tipo de medição que será realizada. O tipo de medição “Rapid” em geral é utilizado para qualquer tipo de *spray* de curta duração.

Pode adquirir dados até uma frequência de 10 KHz. Como exemplos de sprays rápidos temos os sprays nasais e os injetores de combustível. As medições do tipo “Continuous”, em geral, são usadas para sprays contínuos de períodos de tempo longo. Pode-se, com esta opção, adquirir dados de até uma frequência de 1 Hz. Um exemplo de spray que pode ser medido com esta opção são os nebulizadores ou *sprays* de cabelo. A opção de medição “Timed”, é usada para medições contínuas em um determinado período de tempo escolhido pelo usuário.

Ítem c. Lens Type: Especifica o tipo de lente que esta sendo utilizado no instrumento.

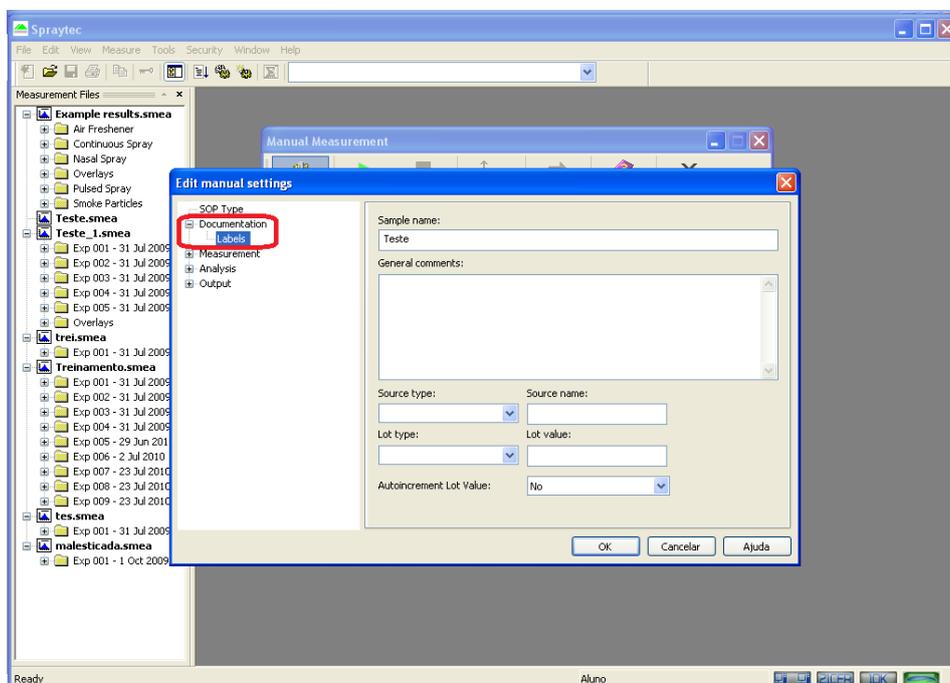


Figura C.7 -

O software do Spraytec permite registrar informações adicionais indicadas pelo usuário. Na figura D.7. A opção “Documentation” permite ao usuário editar ou fornecer informação referente ao teste que será realizado. Isto permite ao usuário ter um controle e ordem dos dados adquiridos.

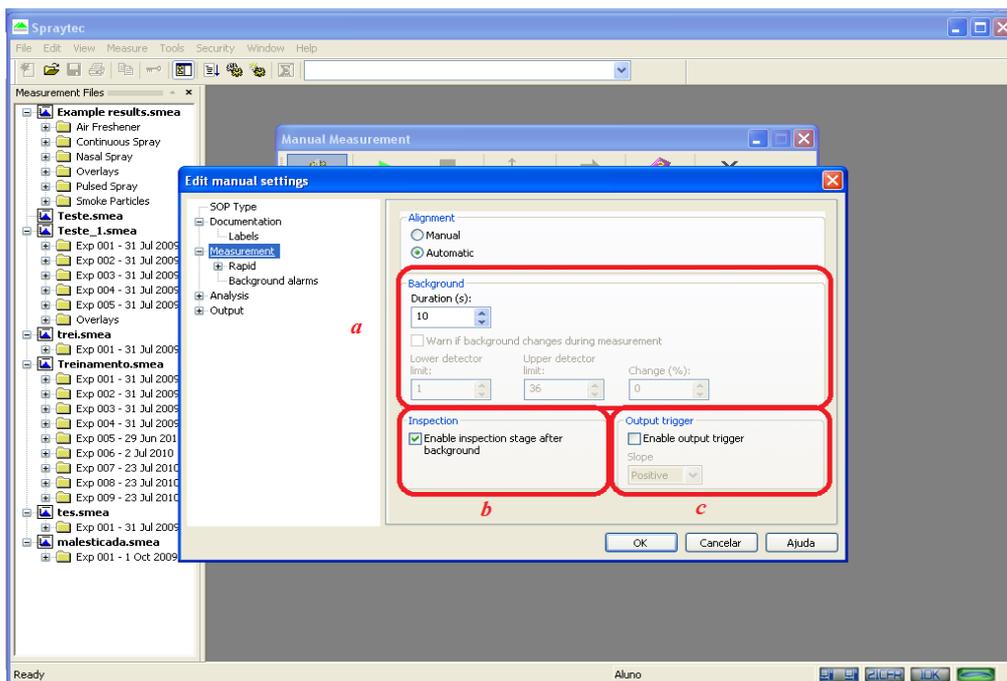


Figura C.8 -

O menu “*Measurement*” refere-se à medição que será realizada (veja Figura C.8). Nesta pode encontrar-se as seguintes opções:

ítem a. Informa o tempo de duração do processo de obtenção do background que geralmente pode ser mantida em 10 segundos.

ítem b. A opção de inspeção (*Inspection*) pode ser selecionada, se necessário. Esta função faz com que o instrumento inicie diretamente a medição após a conclusão do background.

ítem c. O *trigger* manual é usado somente quando há a presença de um acessório externo ou conectado ao Spraytec que é capaz de aceitar sinais digitais do tipo TTL. O cabo do *trigger* pode ser necessário para habilitar esse recurso.

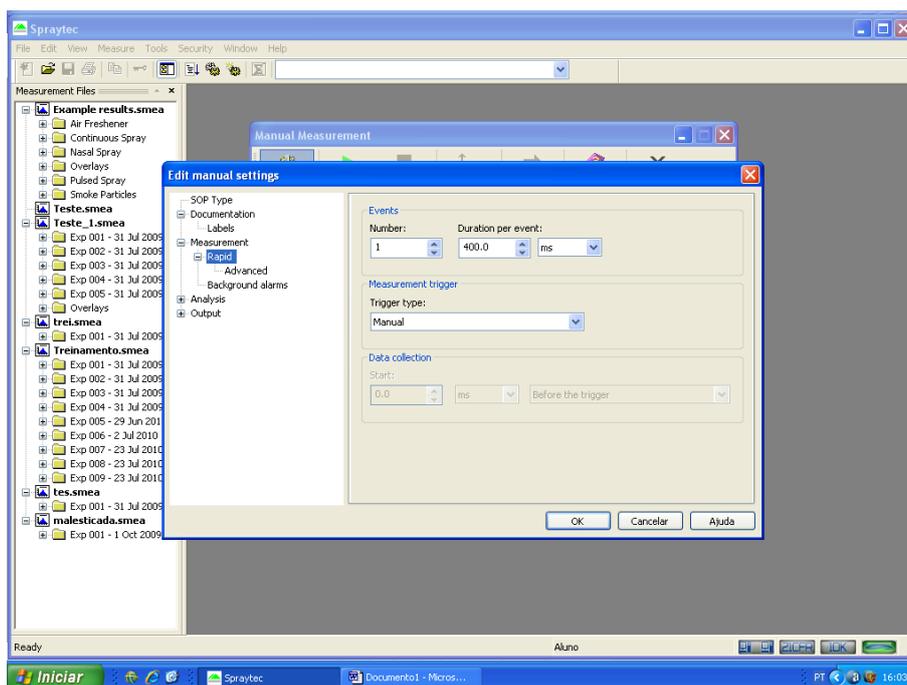


Figura C.9 -

Se o teste está sendo realizado no modo “*Rapid Measurements*”, existem configurações adicionais que devem ser incluídos antes de realizar-lo com a opção de medição “*Rapid*” (veja Figura C.9). Elas podem ser:

- O número de testes do spray a ser medidos.
- A duração de cada teste produzido pelo spray.
- O tipo de trigger ou disparo utilizado para iniciar a análise.
- A coleta de dados antes do trigger ou disparo.

Tipos de Trigger

1. Trigger manual: O spraytec pode começar com a coleta de dados quando o usuário pressionar o botão “*Start*” no software. Isso é fácil de configurar, mas difícil de executar corretamente.

2. Trigger de transmissão: O spraytec pode iniciar a coleta de dados quando a queda da transmissão de laser estiver especificada para um determinado nível. Esta queda é causada pelo spray quando está presente na faixa de medição. Isso é fácil de configurar e de executar corretamente.

3. Incremento do espalhamento para um nível de disparo (trigger): O spraytec pode começar a coleta de dados quando uma determinada quantidade de luz é espalhada em um detector específico dentro do instrumento. Isso é difícil de configurar, mas fácil de executar corretamente.

4. Trigger externo: Um controlador externo ao dispositivo do spray emite uma sinal TTL no Spraytec para acionar o spray. Isso é fácil de configurar, fácil de executar corretamente, porém precisa dos cabos de disparo (trigger) fornecidos pelo fabricante.

Em modo rápido (*Rapid Mode*), a tela avançada deve ser usada somente quando o usuário está familiarizado com o instrumento.

- Os alarmes de background podem ser deixados com os valores padrão.
- O background será discutido em detalhe mais adiante.

Introduzindo as opções de análise

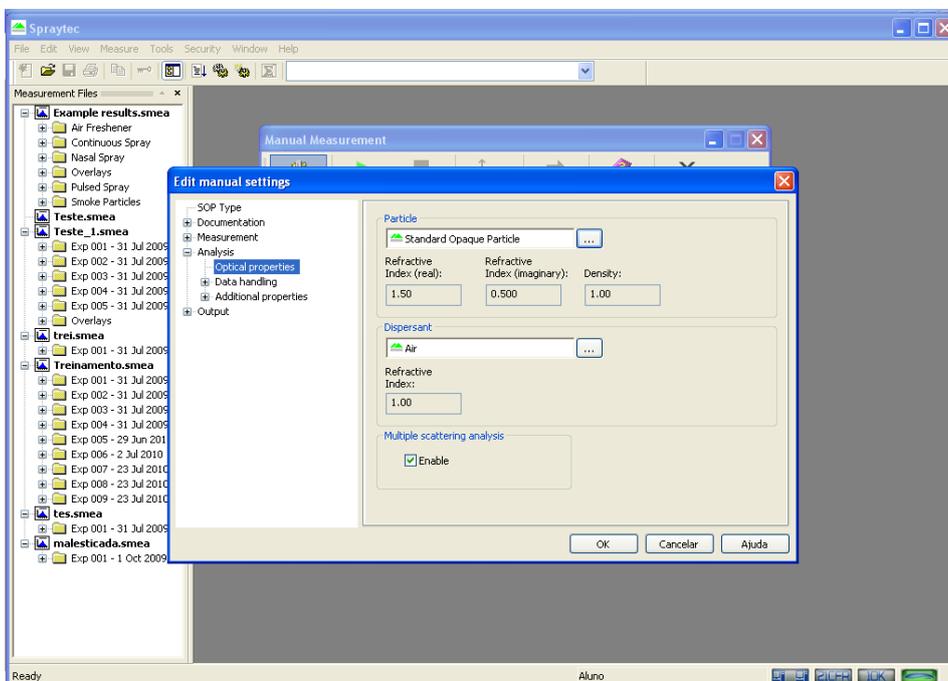


Figura C.10 -

4. O menu *Análise (Analysis)*, refere-se ao cálculo do tamanho de partículas (gotas) que o software realizará (ver Figura C.10).

Ítem a. Nesta opção as propriedades óticas podem ser inseridas corretamente.

O índice de refração (*RI*, em inglês) da partícula varia com o tipo de líquido que será pulverizado. Se um ajuste for necessário, pressione o botão  para selecionar uma opção diferente ou para definir as propriedades óticas de uma nova partícula.

Na medição de um spray (aerosol), o dispersante será o ar.

Ítem b. A opção de espalhamento múltiplo (*multiple scattering*) deve ser habilitada já que esta permite ao usuário medir com precisão sprays densos.

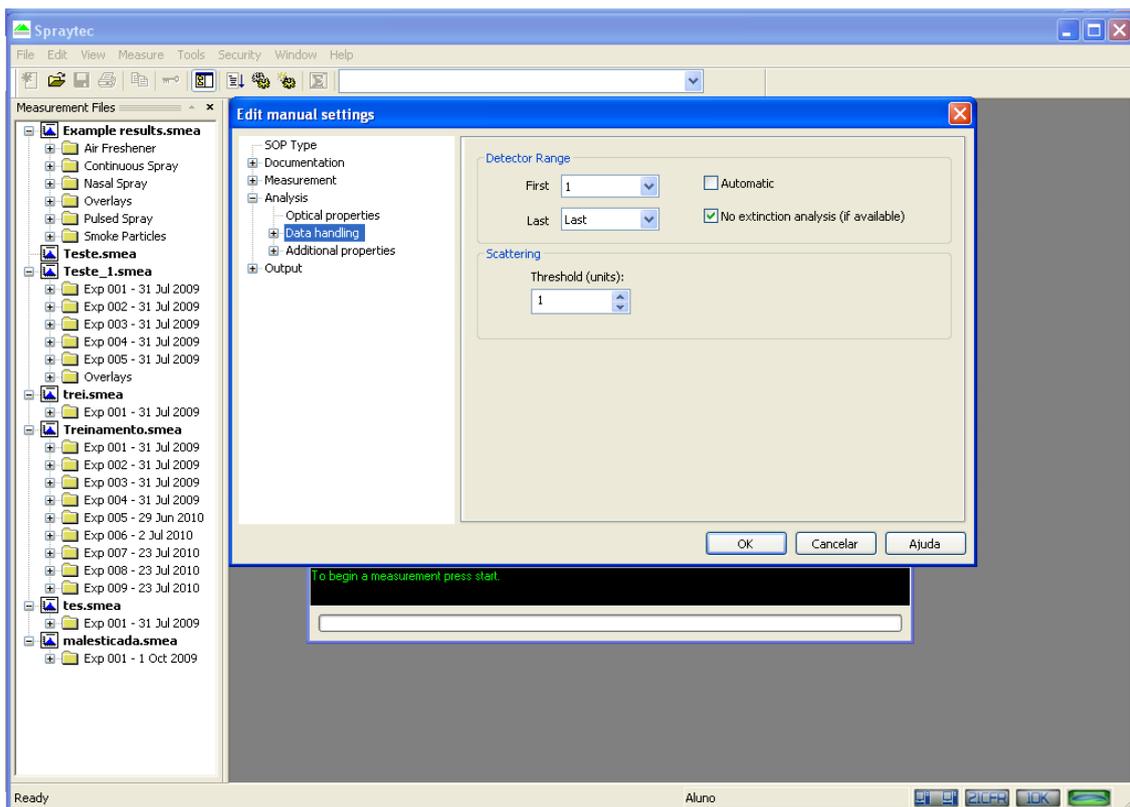


Figura C.11 –

Ítem a. A opção de *Data Handling* (ver Figura C.11) indica o campo detector ativo na medição. Em alguns casos, este pode ser ajustado dependendo com o tipo de aplicação. O

ajuste do campo detector gera um intervalo de medição ótimo para o tamanho das partículas. Isso deve ser feito com bastante cuidado e só depois de certas considerações. Alguns exemplos a ser considerados para realizar o ajuste do intervalo do detector são:

- 1 – Se um gás é utilizado. (Ex. aerosol)
- 2 – Se as luzes brilhantes estão diretamente sobre o instrumento.

Ítem b. A opção *Threshold* deve-se manter em 1 até que o usuário esteja mais familiarizado com o instrumento.

Ítem c. Dentro do Menu *Data Handling*

Perfil do Spray (*Spray Profile*) – refere-se à largura do spray no ponto de medição. Este valor não afetará a distribuição de tamanho de partículas em diversas aplicações. O valor padrão pode ser usado até que o usuário esteja familiarizado com a utilização do instrumento.

Os alarmes – Os valores padrão são aceitáveis para diversas aplicações.

Seleção de opções de saída

O menu *Output* (saída) refere-se a análise final da distribuição do tamanho da partícula (gotas).

- a. A exportação dos resultados pode ser realizada aqui. Os resultados podem ser exportados como uma coleção de pontos para uma determinada medição. O usuário pode configurar a informação que deseja obter para ser exportada.
- b. Os parâmetros derivados podem ser constituídos neste local. Esta seção do software é utilizada para gerar um reporte dos dados obtidos. Existem 16 parâmetros diferentes que podem ser selecionados nesta opção. Para adicionar

um parâmetro derivado, o usuário simplesmente clica em “agregar” (*Add*) e segue as instruções que indique o software.

- c. Na opção de medição rápida (*Rapid Measurement*) também está disponível a informação de promédios. Existe uma FAQ no manual de instruções do Spraytec onde se descrevem os tipos de análises com relação aos promédios dos dados de uma medição que estão disponíveis no software. Esta é uma valiosa ferramenta para análises de testes repetidos ou sprays controlados.
- d. Click OK e retorne à janela de medição (*Measurement Window*)

Executando o teste

Uma vez que os ajustes tenham sido introduzidos com as especificações que o usuário precisa, o spray pode ser medido. Para isso, o usuário pode orientar-se por meio da janela de medição (*Measurement windows*).

Quando tenha dúvida, leia a mensagem em cor verde localizada na parte inferior da janela de medição. Isso informará ao usuário a situação atual do processo de medição.

Uma vez que o botão de início (*Start*) é acionado, o instrumento realiza as seguintes etapas no seguinte ordem:

1. background eletrônico
2. procedimento de alinhamento
3. medição de background
4. medição da amostra.

As etapas 3 e 4 são aquelas que o usuário deve sempre conhecer para cada teste.

Características de um background ótimo

Algumas características comuns de um ótimo background para que garantem a realização de uma boa medição são:

- Nenhum detector poderá dispersar mais de 100 unidades de luz.
- O detector 20 deve dispersar não mais que 20 unidades de luz.

Se uma ou ambas destas condições não forem cumpridas, assegure-se que as janelas de ambos lados do instrumento estejam limpas e que não haja uma quantidade considerável de partículas suspensas na área de medição. A medida de background deve ser tomada no momento que não existe pulverização de partículas na zona de medição. Além disso deve ser evitado o excesso de luz ambiente. Essas ações asseguram que o background seja confiável

Características de um ótimo background

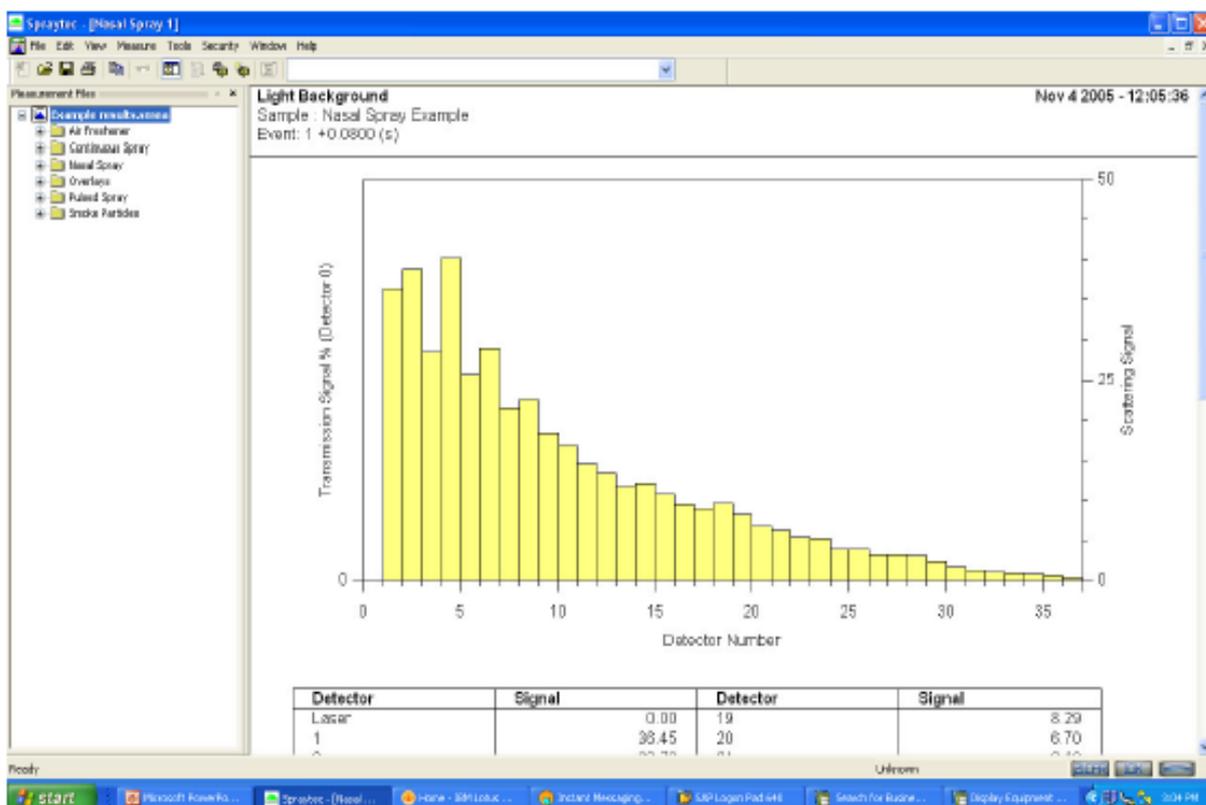


Figura C.12 - Exemplo de um background aceitável.

Introduzindo a amostra

Observação: Observe sempre as mensagens de cor verde na tela do software para saber a situação atual da medição do instrumento.

- Uma vez que o background foi obtido, a medição da amostra poderá ser realizada de duas maneiras dependendo do tipo de medida selecionada:
 - Se estiver realizando uma medição contínua ou programada ela iniciará imediatamente de acordo com a taxa de aquisição estabelecida na configuração.
 - Se estiver realizando uma medição rápida (*rapid measurement*) o instrumento espera que o usuário acione algum *trigger* ou disparo para iniciar a medição.

Apos realizada a medição deve-se continuar com a análise dos dados. Agora veremos as ferramentas de análise dos dados estabelecidas pelo software:

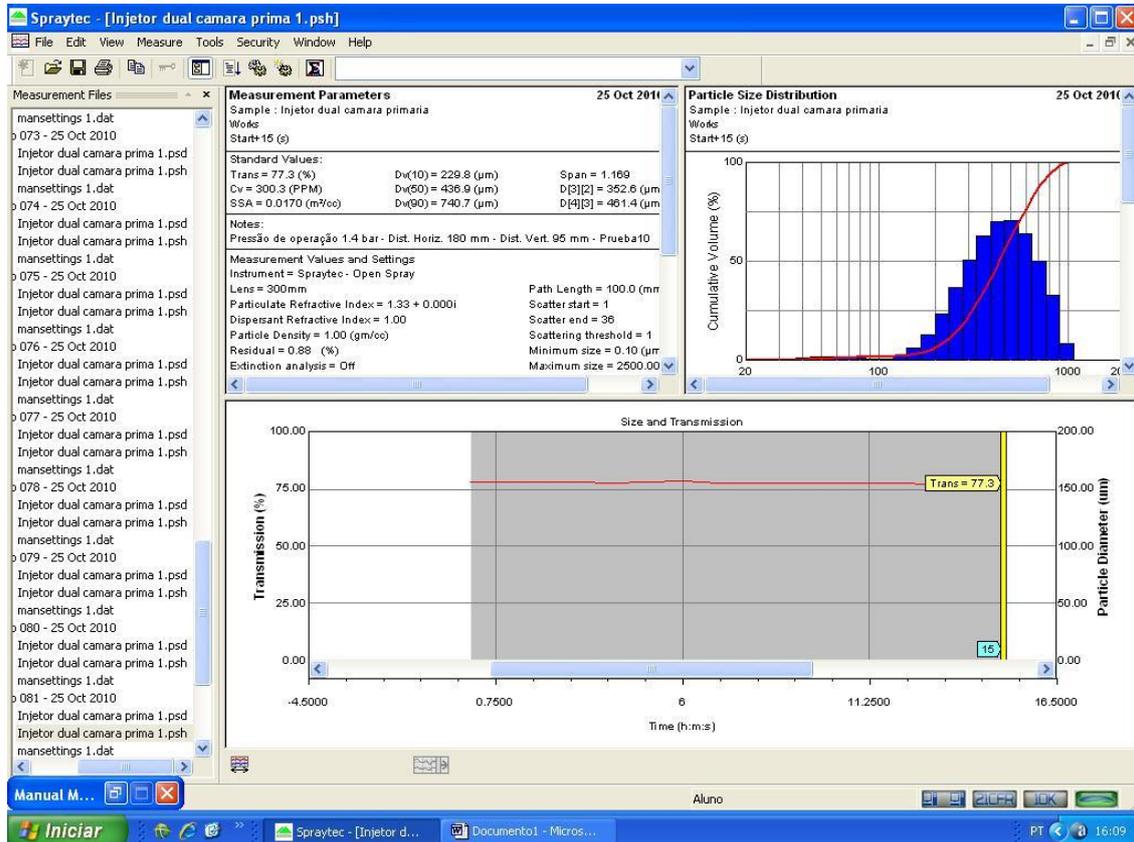
1. Estrutura de arquivos do software

O software spraytec tem diferentes estruturas de arquivos, a saber:

- .SMEA – Estrutura de arquivos principal onde todos os demais arquivos estão contidos nela.
- .PSH – Este tipo de arquivo registra o histórico da medição realizada. Todos os dados do histórico podem ser exportados para o Excel. Cada medição gera um novo arquivo .PSH
- .PSD – Registra um promédio de um período de tempo específico. Não é possível exportar ao Excel.
- .PSO – São vários arquivos .PSD superpostas uma sobre a outra. É utilizado para comparações de diferentes medições.
- .SSOP – Neste tipo de arquivo são registradas todas as configurações de ajustes do instrumento para uma medição realizada com um respectivo arquivo .SOP.

.DAT – Neste tipo de arquivo são registradas todas as configurações de ajustes do instrumento quando é selecionada a opção de medição manual.

O software



Dentro do .PSH

1. A janela Histórico - Nesta janela é possível verificar o comportamento do tamanho da partícula em cada instante da medição realizada.
2. A opção Record Selector – Permite ao usuário selecionar pontos de dados específicos ou promédios de regiões estabelecidas pelo usuário.
3. Janela que pode mostrar informações relacionadas com o ponto de dados em concreto que se analisa. Outras informações relacionadas a medição estão

disponíveis e podem ser obtidas clicando com o botão direito do mouse sobre esta janela. São elas:

- Distribuição do tamanho da partícula: Mostra um gráfico da distribuição de tamanho da partícula para todos os pontos pertencentes a medição.
- Parâmetros derivados: tabela de dados estatísticos com parâmetros identificados pelo usuário.
- Medições de parâmetros: contém os parâmetros do instrumento e os valores PSD.
- *Raw Light Scattering* (Raio de Dispersão de Luz): mostra a completa dispersão de luz detectada pelo instrumento.
- *Correted Light Scattering* : Ajuste de Dispersão de Luz para cálculo do PSD.
- *Light Background*: dispersão da luz coletado no momento inicial da calibração em pulverização
- *Dark Background*: dispersão de luz coletado sem laser (ruído eletrônico)

APÊNDICE D – DESENHOS DO INJETOR CENTRIFUGO DUAL

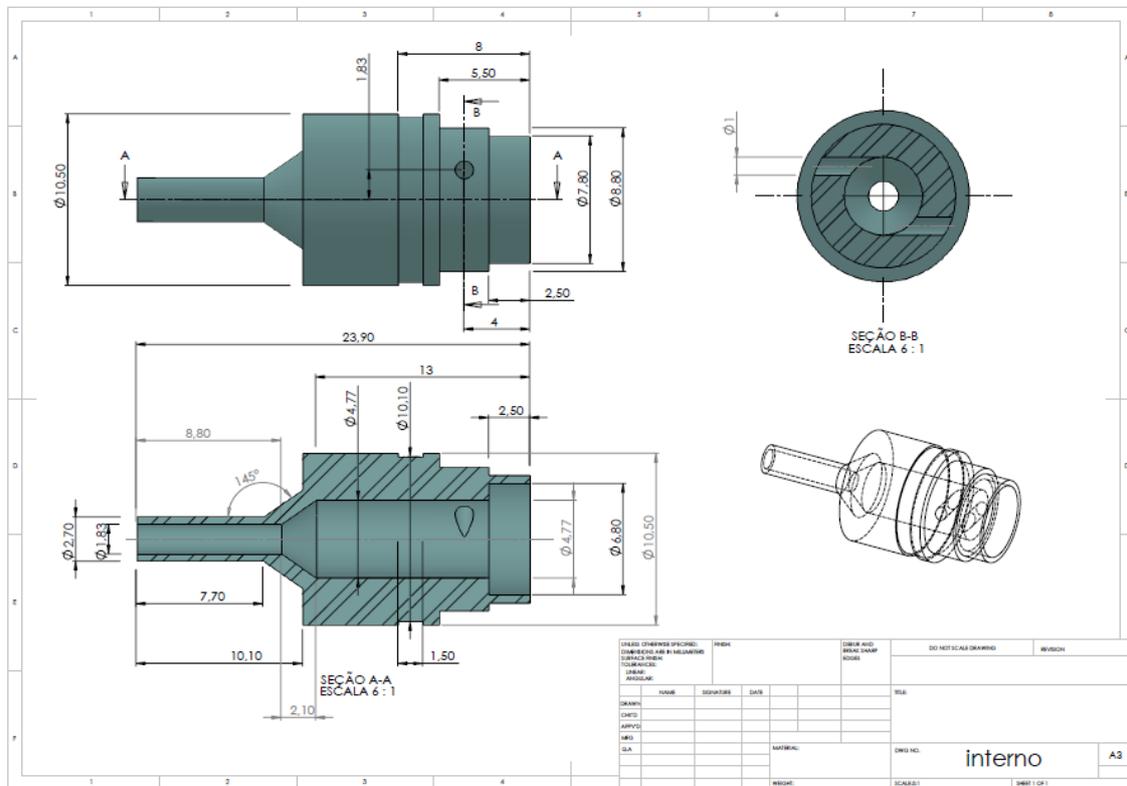


Figura D.1 - Esquema da câmara primária do injetor centrífugo dual.

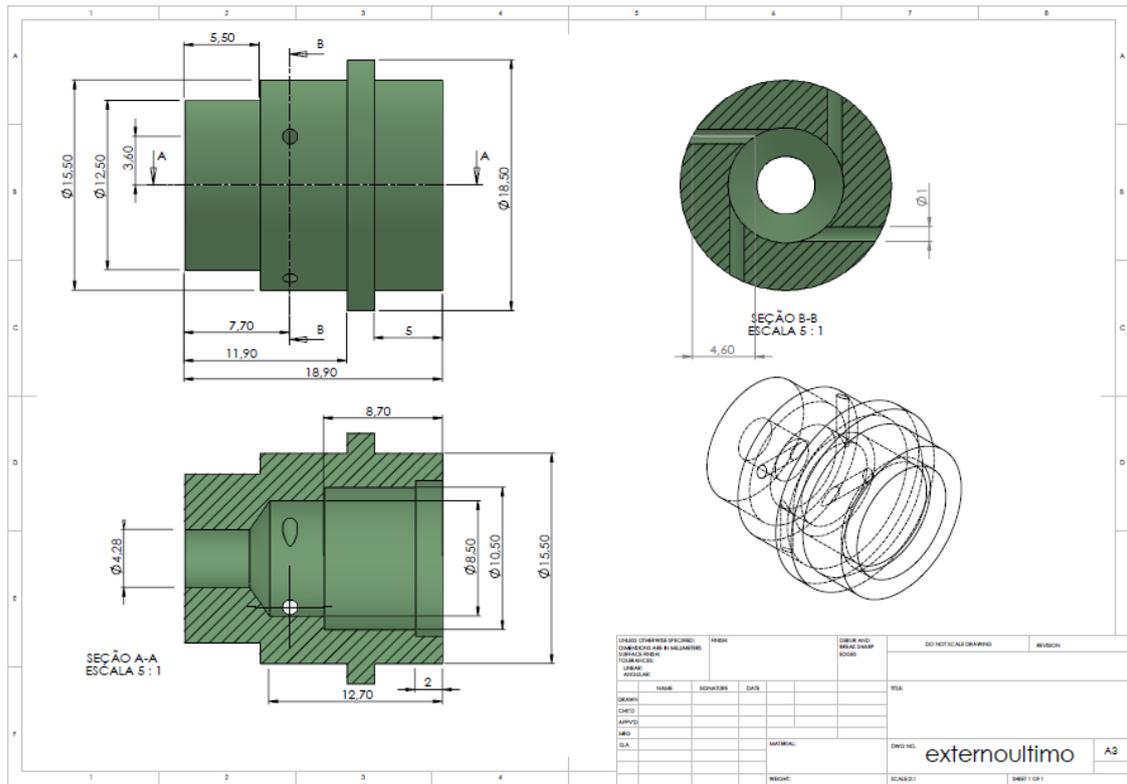


Figura D.2 - Esquema da câmara secundária do injetor centrífugo dual.

