



UNIVERSIDADE TECNOLÓGICA FEDERAL DO PARANÁ
CAMPUS DE CURITIBA
DEPARTAMENTO DE PESQUISA E PÓS-GRADUAÇÃO
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA
E DE MATERIAIS - PPGEM

MARIO SÉRGIO DELLA ROVERYS COSEGLIO

ANÁLISE DA EFICIÊNCIA DO PROCESSO DE
USINAGEM POR HIDROEROSÃO SEM RENOVAÇÃO
DE PARTÍCULAS ABRASIVAS

CURITIBA

OUTUBRO - 2013

Mario Sergio Della Roverys Coseglio

**ANÁLISE DA EFICIÊNCIA DO PROCESSO DE
USINAGEM POR HIDROEROSÃO SEM RENOVAÇÃO
DE PARTÍCULAS ABRASIVAS**

Dissertação apresentada como requisito parcial à obtenção do título de Mestre em Engenharia do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica e de Materiais, Área de Concentração em Engenharia de Materiais, do Departamento de Pesquisa e Pós-Graduação do Campus de Curitiba da UTFPR.

Orientador: Prof. Giuseppe Pintaúde, Dr.

CURITIBA

OUTUBRO-2013

TERMO DE APROVAÇÃO

MARIO SERGIO DELLA ROVERYS COSEGLIO

ANÁLISE DA EFICIÊNCIA DO PROCESSO DE USINAGEM POR HIDROEROSÃO SEM RENOVAÇÃO DE PARTÍCULAS ABRASIVAS

Este Projeto de Dissertação foi julgado para a obtenção do título de mestre em engenharia, área de concentração em engenharia de materiais, e aprovada em sua forma final pelo Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica e de Materiais.

Prof. Giuseppe Pintaúde, Dr.
Coordenador de Curso

Banca Examinadora

Prof. Giuseppe Pintaúde, Dr.
(UTFPR)

Prof. Paulo César Borges, Dr.
(UTFPR)

Prof. Rigoberto Eleazar M. Morales, Dr.
(UTFPR)

Pesquisador Eduardo Tomanik, Dr.
(MAHLE Metal Leve S.A.)

Curitiba, 24 de Outubro de 2013

*À minha esposa, Mariane Trinkel, pela
compreensão e incentivo.*

AGRADECIMENTOS

Ao Professor Dr. Giuseppe Pintaúde pela sua dedicação, incentivo e conhecimentos transmitidos durante a orientação deste trabalho.

A todos os Professores do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica e de Materiais (PPGEM) da Universidade Tecnológica Federal do Paraná (UTFPR) pela contribuição durante o curso.

À empresa Robert Bosch pela bolsa de estudos dos alunos de iniciação científica que participaram ativamente deste projeto e pela disponibilidade dos equipamentos e laboratórios.

Aos alunos de iniciação científica Henrique Procópio e Elis Marina Wendt pelas incansáveis discussões e pela dedicação e comprometimento com o trabalho.

Aos Professores, Alunos e Técnicos do Laboratório de Ciências Térmicas (LACIT) da UTFPR pelas discussões e suporte para utilização dos equipamentos.

Ao Professor Dr. Rigoberto Eleazar M. Morales e ao Professor Dr. Paulo César Borges pelos comentários e dicas para direcionamento do trabalho durante a apresentação de projeto para qualificação.

Ao Professor Dr. João Batista Floriano do Departamento Acadêmico de Química e Biologia (DAQBI) da UTFPR pela ajuda com a obtenção dos espectros FTIR.

Ao Professor Dr. Júlio Cesar Klein das Neves do Departamento Acadêmico de Mecânica (DAMEC) da UTFPR pela ajuda com o MEV.

Ao Departamento de Tecnologia de Materiais (DPTM) do Centro de Pesquisas para o Desenvolvimento (LACTEC) pela granulometria a laser.

“A simplicidade é o último grau de sofisticação”

Leonardo da Vinci

COSEGLIO, Mario Sergio Della Roverys, **Análise da eficiência do processo de usinagem por hidroerosão sem renovação de partículas abrasivas**, 2013, Dissertação (Mestrado em Engenharia) - Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica e de Materiais, Universidade Tecnológica Federal do Paraná, Curitiba, 2013.

RESUMO

O tempo de ciclo da usinagem por hidroerosão aumenta após longos períodos de uso do fluido erosivo sem renovação de partículas, o que caracteriza uma redução da eficiência do processo. Esta redução pode ser avaliada por alterações das fases sólida e líquida que compõem o fluido erosivo. Neste trabalho os indicadores de eficiência do processo foram obtidos para um período de 150 horas de usinagem para arredondamento da seção de entrada de canais internos de bicos injetores, sem renovação de partículas. Para este intervalo foram determinadas as distribuições de tamanho das partículas de B_4C , concentrações volumétricas de sólidos, viscosidades e densidades do fluido. As partículas foram também caracterizadas quanto à geometria utilizando um programa computacional desenvolvido no Matlab. Após 150 horas de uso o processo teve sua eficiência reduzida em 20%, sendo a redução atribuída à redução de 28% da concentração volumétrica de sólidos, ao aumento de particulado fino presente no fluido erosivo e redução de 50% da viscosidade do fluido. As interações hidrodinâmicas entre partículas e fluido foram caracterizadas pelo momento de equilíbrio, parâmetro utilizado para caracterizar o nível de acoplamento entre partícula e fluido e a eficiência do impacto. No final do período avaliado houve redução de aproximadamente 30% do volume de partículas com alto acoplamento com o fluido, com impacto negativo para a eficiência do processo. O período de 70 horas em que a redução da eficiência do processo não ultrapassou 5% pode ser utilizado como referência para tempo máximo de produção sem adição de abrasivos.

Palavras-chave: hidroerosão, partículas, geometria, usinagem.

COSEGLIO, Mario Sergio Della Roverys, **Efficiency analysis of hydroerosion grinding process without particle reload**, 2013, Dissertação (Mestrado em Engenharia) - Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica e de Materiais, Universidade Tecnológica Federal do Paraná, Curitiba, 2013.

ABSTRACT

The hydroerosive grinding cycle time increases after long-term use of erosive media without particle reload, thus characterizing the reduction of process efficiency. Modifications on solid and liquid phases contribute for this reduction. In this work the process efficiency indicators were obtained from a 150 hours production period without particle reload. The production consists of diesel injection nozzles inlet rounding by hydroerosive grinding. For this period the B_4C particle size distribution, solid volume fraction, fluid viscosity and density were obtained. Particle shape factors were obtained by a computational routine using Matlab. After 150 hours the process efficiency was reduced by 20% and this reduction can be attributed to 28% decrease of solid volume fraction, to fine particles increase and to the 50% reduction in fluid viscosity. The hydrodynamic interactions between particles and fluid were characterized by the particle momentum equilibrium number. This parameter is used to classify the particle-fluid coupling, thus the impact efficiency. At the end of the monitored period the volume of particles classified as high coupling was reduced by approximately 30% and this represents negative impact for the process efficiency. The efficiency loss did not exceed 5% for the first 70 hour of production, and then this value could be used as reference for the maximum run period without particle reload.

Keyword: hydroerosive grinding, particle, shape, machining

SUMÁRIO

RESUMO.....	iii
ABSTRACT	vi
LISTA DE FIGURAS	vii
LISTA DE TABELAS	ix
LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS	x
LISTA DE SÍMBOLOS.....	xi
1 INTRODUÇÃO.....	16
1.1 Contexto	16
1.2 Caracterização do problema e justificativa	17
1.3 Objetivo da Dissertação	19
1.3.1 Objetivos Específicos	19
1.4 Estrutura do trabalho	20
2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	22
2.1 Geometria de canais de injeção de sistemas a diesel	22
2.2 Processo de usinagem por hidroerosão	27
2.3 Fundamentos do escoamento bifásico	29
2.3.1 Momento de equilíbrio da partícula	30
2.3.2 Distância teórica média entre partículas	31
2.3.3 Forças atuantes nas partículas	33
2.4 Mecanismos de remoção pelo impacto de partículas sólidas.....	36
2.5 Modelo de Finnie para o desgaste erosivo por partículas sólidas	37
2.6 Efeito do tamanho de partículas no desgaste erosivo	46
2.7 Efeito da geometria de partículas no desgaste erosivo	49
3 METODOLOGIA	56
3.1 Descrição.....	56
3.2 Variáveis do processo	57
3.3 Monitoramento do processo de hidroerosão.....	58
3.3.1 Equipamento	59
3.3.2 Bico injetor	60
3.3.3 Intervalos de monitoramento	62
3.3.4 Indicadores de eficiência do processo	64
3.4 Amostras do fluido erosivo	65
3.4.1 Concentração volumétrica de sólidos	67
3.4.2 Densidade do fluido erosivo	68
3.4.3 Viscosidade do fluido erosivo	68
3.5 Caracterização das partículas abrasivas	69
3.5.1 Distribuição de tamanho.....	71
3.5.2 Caracterização geométrica	72
3.6 Caracterização do fluido (óleo filtrado).....	74
3.6.1 Viscosidade do óleo filtrado	75

3.6.2	Densidade do óleo.....	76
3.6.3	Análise da oxidação do óleo	76
3.7	Determinação das condições de impacto das partículas.....	76
3.7.1	Dimensões do canal de injeção	77
3.7.2	Velocidade do fluido erosivo	78
3.7.3	Acoplamento entre partícula e fluido e velocidade das partículas.....	80
3.7.4	Distância entre partículas.....	83
4	RESULTADOS	84
4.1	Indicadores de eficiência do processo	84
4.1.1	Tempo médio de usinagem por hidroerosão	84
4.1.2	Arredondamento médio.....	85
4.1.3	Taxas médias de arredondamento.....	86
4.2	Caracterização do fluido erosivo	87
4.2.1	Concentração volumétrica de sólidos	87
4.2.2	Densidade do fluido erosivo	88
4.2.3	Viscosidade do fluido erosivo.....	88
4.3	Caracterização das partículas.....	90
4.3.1	Distribuição de tamanho.....	90
4.3.2	Caracterização geométrica	92
4.4	Caracterização do fluido (óleo filtrado).....	96
4.4.1	Viscosidade do óleo filtrado	96
4.4.2	Análise química do óleo filtrado	97
4.5	Condições de impacto das partículas	98
4.5.1	Velocidade do fluido erosivo	98
4.5.2	Acoplamento entre partículas e velocidade das partículas.....	99
4.5.3	Distância ente partículas.....	101
5	DISCUSSÃO DOS RESULTADOS.....	103
5.1	Efeito das variáveis relacionadas ao fluido erosivo na eficiência da usinagem por hidroerosão.....	103
5.2	Efeito das variáveis relacionadas com as partículas abrasivas na eficiência da usinagem por hidroerosão.....	106
5.2.1	Distribuição de tamanho das partículas	106
5.2.2	Geometria das partículas	112
5.3	Efeito das variáveis relacionadas com o fluido (óleo).....	113
6	CONCLUSÃO	115
7	SUGESTÃO PARA TRABALHOS FUTUROS	117
8	REFERÊNCIAS	118
	APÊNDICE A – COBEF 2013	122
	APÊNDICE B – ALGORITMO PARA O CÁLCULO DE SPQ	131
	APÊNDICE C – DADOS UNITÁRIOS DOS INDICADORES DE EFICIÊNCIA DO PROCESSO.....	136
	Tempos unitários de arredondamento	136
	Arredondamento.....	138
	Taxa de arredondamento	140
	APÊNDICE D – ANÁLISE DE VARIÂNCIA (ANOVA) DO PARÂMETRO GEOMÉTRICO SPQ	143

APÊNDICE E – PROCESSAMENTO DE IMAGENS DIGITAIS NO MATLAB.....	149
Relações básicas entre <i>pixels</i>	153
Filtros espaciais.....	154

LISTA DE FIGURAS

Figura 1.1 – Imagem MEV do arredondamento (a) antes do processo de hidroerosão (b) após o processo de hidroerosão (FREITAG, 2011)	17
Figura 2.1 – Sistema de injeção direta de combustível: (1) Tanque de combustível, (2) Filtro de combustível, (3) Bomba, (4) Válvula reguladora de pressão, (5) Conduto comum – <i>Common Rail</i> , (6) Bico injetor, (7) Unidade de controle (Adaptado de EISEN <i>et al</i> , 2000)	23
Figura 2.2 – Ilustração esquemática da geometria do canal de injeção	23
Figura 2.3 – escoamento na região de entrada do canal: (a) sem arredondamento (Adaptado de PAYRI <i>et al</i> , 2004), (b) com raio r_{he} de arredondamento	24
Figura 2.4 – Relação entre o coeficiente de descarga e o número de cavitação para diferentes raios de arredondamento (Adaptado de ZHIXIA <i>et al</i> , 2013).....	26
Figura 2.5 - Campos de pressão para diferentes raios de arredondamento (Adaptado de ZHIXIA <i>et al</i> , 2013).....	26
Figura 2.6 – Fração volumétrica de vapor para diferentes raios de arredondamento (Adaptado de ZHIXIA <i>et al</i> , 2013)	27
Figura 2.7 – Esquema do escoamento do fluido erosivo no interior dos canais de injeção e detalhe da região de entrada do canal.....	27
Figura 2.8 – Representação esquemática do processo de hidroerosão: (a) esquema da evolução da geometria durante o processo e (b) principais etapas do processo (Adaptado de POTZ <i>et al</i> , 2000)	29
Figura 2.9 – Partículas em arranjo cúbico com distância livre L_p	32
Figura 2.10 – Correlações para coeficiente de arrasto para escoamento sobre esfera lisa (Adaptado de CLIFT <i>et al apud</i> RIZKALLA, 2007).....	34
Figura 2.11 – Representação esquemática do impacto de uma partícula com a superfície erodida (a) início do impacto (b) final do impacto (Adaptado de FINNIE, 1960)	38

Figura 2.12 – Comparativo entre o modelo de Finnie e resultados experimentais para erosão de alumínio puro por partículas de SiC com tamanho médio 125 μ m com velocidade de 150m/s (Adaptado de FINNIE, 1972 e FINNIE, 1995)	42
Figura 2.13 – Comparativo do modelo de Bitter com resultados experimentais para materiais dúcteis e frágeis: (a) Erosão do cobre por partículas de SiC com tamanho médio 250 μ m e velocidade 107 m/s (b) erosão do aço SAE 1055 pelas mesmas partículas (Adaptado de BITTER, 1963).....	45
Figura 2.14 – Efeito do tamanho de partículas de carboneto de silício na erosão de uma superfície de cobre (Adaptado de MISRA e FINNIE, 1981)	46
Figura 2.15 – Perda de massa de uma amostra de ferro fundido pela adição de partículas finas menores do que 75 μ m em diferentes proporções (Adaptado de GHANDI e BORSE, 2004).....	47
Figura 2.16 - Resultados numéricos e experimentais para o índice de arredondamento percentual para tamanhos variados de partículas (Adaptado de WEICKERT <i>et al</i> , 2011)	48
Figura 2.17 – Mecanismo de remoção e deformação de material da superfície pelo impacto de (a) partícula arredondada e (b) partícula angulosa.....	49
Figura 2.18 – Parâmetros para fator de circularidade (a) partícula angulosa (b) partícula arredondada	50
Figura 2.19 – Imagem MEV de partículas de (a) quartzo, (b) carboneto de silício e (c) alumina (Adaptado de DESALE <i>et al</i> , 2006)	50
Figura 2.20 – (a) Resultados do desgaste por corte e por deformação de uma superfície de alumínio por impacto de partículas de quartzo, alumina e carboneto de silício (Adaptado de DESALE <i>et al</i> , 2006).....	51
Figura 2.21 – Comparativo entre áreas de contato para partícula esférica e angulosa (Adaptado de DESALE <i>et al</i> , 2006).....	52
Figura 2.22 – Projeção bidimensional de uma partícula com identificação das pontas e respectivos ângulos de abertura	52

Figura 2.23 – Parâmetros para determinação do parâmetro SPQ (Adaptado de HAMBLIN e STACHOWAK, 1996)	53
Figura 2.24 – Detalhe da Ponta 1 da Figura 2.22 (Adaptado de HAMBLIN e STACHOWAK, 1996)	54
Figura 3.1 – Principais etapas da análise do processo de usinagem por hidroerosão de um bico injetor produzido na Robert Bosch – unidade Curitiba.....	56
Figura 3.2 - Diagrama das estações do processo de usinagem por hidroerosão.....	60
Figura 3.3 – Geometria do bico injetor selecionado para o monitoramento	61
Figura 3.4 – Diagrama de produção dos bico injetores durante período de monitoramento	62
Figura 3.5 – Diagrama esquemático dos instantes de coleta das amostras do fluido erosivo.....	66
Figura 3.6 – Viscosímetro rotativo de cilindros coaxiais para medição da viscosidade do fluido erosivo (amostras FE1 a FE5)	69
Figura 3.7 – Célula unitária do carbeto de boro B_4C (Adaptado de LIPP <i>apud</i> OLIVEIRA, 1995)	70
Figura 3.8 – Espectrograma das partículas: (a) amostra representativa de partículas em estado de fornecimento (amostra P1) e (b) amostra de referência (SHI <i>et al</i> , 2003)	71
Figura 3.9 – Imagem MEV da amostra de partículas (PL1)	73
Figura 3.10 – Exemplo de imagem MEV para seleção de partículas	74
Figura 3.11 – Viscosímetro rotativo de cilindros coaxiais para medição do óleo filtrado	75
Figura 3.12 – Geometria do canal de injeção: (a) antes da usinagem por hidroerosão (b) após a usinagem por hidroerosão	77
Figura 3.13 – Geometria simplificada do canal de injeção	78
Figura 3.14 – Perfis de velocidade do fluido erosivo	79

Figura 4.1 – Tempos médios de usinagem por hidroerosão (normalizados) para as amostras FE1 a FE5	84
Figura 4.2 – Aumento médio do fluxo para os intervalos de monitoramento correspondentes às amostras FE1 a FE5	85
Figura 4.3 – Taxa média de remoção para os intervalos de monitoramento correspondentes às amostras FE1 a FE5	86
Figura 4.4 - Viscosidade das amostras FE1 a FE5 (fluido erosivo) a 25°C	89
Figura 4.5 – Distribuição de frequência de tamanho de partículas em volume para as amostras P0, P5 e PL1	91
Figura 4.6 - Frequência acumulada de tamanho de partículas em volume para as amostras P0, P5 e PL1	91
Figura 4.7 – Representação da geometria das partículas da amostra P1: (a) partículas com $d_p > 7\mu m$; (b) partículas com $d_p < 7\mu m$	93
Figura 4.8 - Representação da geometria partículas da amostra P5: (a) partículas com $d_p > 7\mu m$; (b) partículas com $d_p < 7\mu m$	93
Figura 4.9 – Viscosidades das amostras F1 a F5 (óleo filtrado) a 25°C.....	97
Figura 4.10 – Resultados da análise FTIR para as amostras F1 e F5	98
Figura 4.11 – Distâncias teóricas entre partículas para as amostras P1 e P5 para um arranjo cúbico isolado para cada tamanho de partícula.....	101
Figura 5.1 – Variação das principais variáveis relacionadas ao fluido erosivo com o tempo acumulado de hidroerosão.....	103
Figura 5.2 – Comparativo entre as viscosidades do fluido erosivo para as amostras FE1 a FE5 com o modelo de Gillies.....	105
Figura 5.3 – Ilustração da trajetória das partículas na região de entrada do canal de injeção de acordo com o nível de acoplamento	107
Figura 5.4 – Detalhe ampliado da condição de impacto de partículas com alto momento de equilíbrio ($\lambda \gg 1$): (a) região superior da entrada do canal de injeção e (b) região inferior.....	108

Figura 5.5 – Porcentagem em volume de partículas com $\lambda \ll 1$, $\lambda \approx 1$ e $\lambda \gg 1$ para a amostra FE1	109
Figura 5.6 - Porcentagem em volume de partículas com $\lambda \ll 1$, $\lambda \approx 1$ e $\lambda \gg 1$ para a amostra P5.....	109
Figura 5.7 – Resumo das porcentagens em volume de partículas com $\lambda \ll 1$, $\lambda \approx 1$ e $\lambda \gg 1$ para as amostras FE1 e FE5	110
Figura 5.8 – Ilustração do acúmulo de partículas com alto momento de equilíbrio no fundo do canal principal do bico injetor	111
Figura 5.9 – Gráfico comparativo dos valores obtidos para SPQ para cada condição de acoplamento das partículas das amostras: (a) FE1 e (b) FE5	112

LISTA DE TABELAS

Tabela 2.1 - Classificação do sistema de escoamento bifásico de acordo com tipo de acoplamento sólido – fluido (adaptado de ROSA, 2011)	33
Tabela 3.1 - Classificação e métodos de análise para as principais variáveis do processo.....	58
Tabela 3.2 – Dados gerais do monitoramento das amostras FE1 a FE5	64
Tabela 3.3 – Nomenclatura das amostras coletadas	67
Tabela 3.4 – Propriedades do B ₄ C (LIPP <i>apud</i> OLIVEIRA, 1995)	71
Tabela 3.5 – Propriedades do óleo filtrado (Fonte: Shell)	75
Tabela 4.1 – Concentrações volumétricas do fluido erosivo (amostras FE1 a FE5) ..	88
Tabela 4.2 - Densidades do fluido erosivo (amostras FE1 a FE5)	88
Tabela 4.3 – Viscosidades dinâmicas das amostras FE1 a FE5 do fluido erosivo....	90
Tabela 4.4 – Parâmetros estatísticos da distribuição de tamanho das amostras P0, P5 e PL1	92
Tabela 4.5 – Resultado do parâmetro SPQ para partículas da amostra P1.....	94
Tabela 4.6 - Resultado do parâmetro SPQ para partículas da amostra P5	95
Tabela 4.7 – Número de Reynolds para o escoamento	99
Tabela 4.8 – Resultados dos momentos de equilíbrio para os diâmetros equivalentes a d_{10} , d_{50} e d_{90} das amostras FE1 e FE5.....	99
Tabela 4.9 – Resultados da velocidades das partículas para os diâmetros equivalentes a d_{10} , d_{50} e d_{90} das amostras P1 e P5	100
Tabela D.0.1 – ANOVA: P1 ($d_p < 7 \mu\text{m}$) e P5 ($d_p < 7 \mu\text{m}$)	144
Tabela D.0.2 – Resumo ANOVA: P1 ($d_p < 7 \mu\text{m}$) e P5 ($d_p < 7 \mu\text{m}$).....	145
Tabela D.0.3 - ANOVA: P1 ($d_p > 7 \mu\text{m}$) e P5 ($d_p > 7 \mu\text{m}$).....	145
Tabela D.0.4 - Resumo ANOVA: P1 ($d_p < 7 \mu\text{m}$) e P5 ($d_p < 7 \mu\text{m}$).....	146
Tabela D.0.5 - ANOVA: P1 ($d_p < 7 \mu\text{m}$) e P1 ($d_p > 7 \mu\text{m}$).....	146

Tabela D.0.6 – Resumo ANOVA: P1 ($d_p < 7 \mu\text{m}$) e P1 ($d_p > 7 \mu\text{m}$).....	147
Tabela D.0.7 - ANOVA: P5 ($d_p < 7 \mu\text{m}$) e P5 ($d_p > 7 \mu\text{m}$).....	147
Tabela D.0.8 – Resumo ANOVA: P5 ($d_p < 7 \mu\text{m}$) e P5 ($d_p > 7 \mu\text{m}$).....	148

LISTA DE SÍMBOLOS

Letras Romanas

A_{2D}	Área da projeção bidimensional da partícula	L^2
A_c	Área da seção transversal do canal de injeção	L^2
A_{ce}	Área do círculo equivalente à área da projeção da partícula	L^2
A_{eff}	Área efetiva da seção transversal do canal de injeção	L^2
A_p	Área da projeção da partícula na direção transversal ao escoamento	L^2
b	Largura do contato	L
B_1, B_2, B_3	Constantes empíricas para a viscosidade do fluido erosivo	Adimensional
C_1, C_2, C_3	Constantes empíricas para o desgaste erosivo	Adimensional
C_d	Coefficiente de arrasto da partícula	Adimensional
C_L	Coefficiente de sustentação	Adimensional
C_{LR}	Coefficiente de sustentação para rotação	Adimensional
C_{vm}	Coefficiente de massa virtual	Adimensional
D_c	Coefficiente de arrasto da partícula	Adimensional
$d_{1(e)}$	Diâmetro de entrada do canal, antes da usinagem por hidroerosão.	L
$d_{1(s)}$	Diâmetro de saída do canal, antes da usinagem por hidroerosão.	L
$d_{2(e)}$	Diâmetro de entrada do canal, após a usinagem por hidroerosão.	L
$d_{2(s)}$	Diâmetro de saída do canal, após a usinagem por hidroerosão.	L
d_{10}	Diâmetro para o qual 10% do volume de partículas são menores	L
d_{50}	Diâmetro para o qual 50% do volume de partículas são menores	L
d_{90}	Diâmetro para o qual 90% do volume de partículas são menores	L
d_b	Diâmetro do canal interno principal do bico injetor	L
d_c	Diâmetro interno do canal de injeção	L
d_p	Diâmetro da partícula	L
E^*	Módulo de elasticidade reduzido	$ML^{-1}T^2$
E_h	Arredondamento do processo de usinagem por hidroerosão	Adimensional
E_w	Taxa de erosão (massa removida/massa incidente)	MM^{-1}
f_c	Fator de circularidade da partícula	Adimensional
\vec{F}_D	Força de arrasto	MLT^{-2}
\vec{F}_e	Força de empuxo	MLT^{-2}
\vec{F}_g	Força devido ao campo gravitacional	MLT^{-2}
\vec{F}_L^{Mag}	Força de sustentação de Magnus por unidade de volume	$ML^{-2}T^2$
\vec{F}_L^{Saf}	Força de sustentação de Saffman por unidade de volume	$ML^{-2}T^2$

\vec{F}_{mv}	Força de massa virtual por unidade de volume	$ML^{-2}T^{-2}$
\vec{F}_x	Força de contato entre partícula e superfície na direção x	MLT^{-2}
\vec{F}_y	Força de contato entre partícula e superfície na direção y	MLT^{-2}
\vec{g}	Aceleração da gravidade	LT^{-2}
h_c	Profundidade do contato	L
I_p	Momento de inércia de massa da partícula	ML^2
k_1	Constante do modelo de desgaste erosivo de Bitter	$L^{1/2}T^{-1/2}$
k_2	Constante do modelo de desgaste erosivo de Bitter	-
k_d	Índice de conicidade do canal de injeção	-
K_{cv}	Número de cavitação	Adimensional
L_c	Comprimento do canal de injeção	L
L_k	Dimensão característica da entrada do canal	L
L_p	Distância entre partículas	L
m_f	Massa de fluido	M
$m_{f(FE)}$	Massa de fluido no fluido erosivo	M
m_p	Massa da partícula	M
$m_{p(FE)}$	Massa das partículas no fluido erosivo	M
M_p	Massa total incidente de partículas	M
n	Constante da correlação de Richardson	-
N_c	Número de canais internos do bico injetor	-
N_p	Quantidade de partículas	-
N_t	Quantidade total de bicos injetores produzidos	-
p_e	Pressão na entrada do canal de injeção	$ML^{-1}T^{-2}$
p_s	Pressão na saída do canal de injeção	$ML^{-1}T^{-2}$
p_v	Pressão de vapor do fluido	$ML^{-1}T^{-2}$
P_c	Perímetro do círculo com área igual à área da projeção da partícula	L
P_p	Perímetro da projeção bidimensional da partícula	L
Q_1	Fluxo volumétrico no canal de injeção antes da hidroerosão	L^3T^{-1}
Q_2	Fluxo volumétrico no canal de injeção após a hidroerosão	L^3T^{-1}
Q_{min}	Fluxo volumétrico mínimo de especificação do bico injetor	L^3T^{-1}
Q_{max}	Fluxo volumétrico máximo de especificação do bico injetor	L^3T^{-1}
Q_c	Vazão volumétrica na superfície de controle na entrada do canal	
r_c	Distância entre a superfície atingida e o centroide da partícula	L
r_{he}	Raio de arredondamento do canal de injeção	L
r_m	Raio médio da partícula para cálculo do SPQ	L
r_p	Raio da partícula	L
Re	Número de Reynolds	Adimensional

Re_p	Número de Reynolds da partícula	Adimensional
sv_i	Valor de ponta (Spike value)	Adimensional
SPQ	Parâmetro de ponta com ajuste quadrático (Spike Parameter)	Adimensional
t^*_1	Duração do impacto para incidência a baixo ângulo	T
t^*_2	Duração do impacto para incidência a alto ângulo	T
t'_0	Instante correspondente ao início do lote de produção	T
t'_1	Instante correspondente ao término do lote de produção	T
t_0	Instante correspondente ao início do intervalo de monitoramento	T
t_1	Instante correspondente ao término do intervalo de monitoramento	T
t_a	Instante de coleta da amostra do fluido erosivo	T
t_h	Tempo acumulado de usinagem por hidroerosão	T
t_r	Tempo de arredondamento do processo de usinagem por hidroerosão	T
\vec{U}_f	Velocidade do fluido	LT^{-1}
\vec{U}_p	Velocidade da partícula	LT^{-1}
\vec{U}_{FE}	Velocidade média do fluido erosivo	LT^{-1}
\vec{U}_{el}	Velocidade de transição do regime de deformação elástica para a plástica	LT^{-1}
\vec{U}_t	Velocidade terminal da partícula	LT^{-1}
\vec{u}_{FE}	Velocidade local do fluido erosivo	LT^{-1}
v_p	Volume de uma partícula	L^3
V_T	Volume total do fluido erosivo	L^3
V_s	Volume total de sólidos	L^3
v_d	Volume de partículas com diâmetro especificado	L^3
v_a	Volume de partículas para determinação da distribuição de tamanho	L^3
w_p	Volume de material removido por uma partícula	L^3
W_p	Volume de material removido pelo total de partículas incidentes	L^3
W_{pmax}	Volume máximo de material removido	L^3
W_d	Desgaste pelo mecanismo de deformação	L^3
W_c	Desgaste pelo mecanismo de corte	L^3
W_t	Desgaste total (soma do desgaste por deformação e por corte)	L^3
x_t	Comprimento do corte	L
y_t	Profundidade do corte	L

Letras Gregas

α_c	Ângulo de corte da partícula	° (graus)
α_p	Ângulo de incidência da partícula	° (graus)

α_{pt}	Ângulo de transição entre incidência de baixo e alto ângulo	° (graus)
α_S	Ângulo lateral da ponta	° (graus)
α_E	Ângulo lateral da ponta	° (graus)
α_{pmax}	Ângulo para erosão máxima	° (graus)
β	Parâmetro do modelo de desgaste erosivo de Finnie	$M^{1/2}L^{-1/2}T^{-1/2}$
δ	Ângulo central da ponta para determinação de SPQ	° (graus)
Δt	Instante de monitoramento	T
ε	Fator de desgaste	$ML^{-1}T^{-2}$
ϕ_p	Concentração volumétrica de partículas	-
ϕ_{dp}	Concentração volumétrica de partículas com diâmetro específico	-
Φ	Fator de desgaste por corte do modelo de Bitter	-
φ	Razão entre força de contato vertical e horizontal	Adimensional
γ	Ângulo de abertura da ponta	° (graus)
λ	Momento de equilíbrio	Adimensional
μ_f	Viscosidade dinâmica do fluido	$ML^{-1}T^{-1}$
μ_{FE}	Viscosidade dinâmica do fluido	$ML^{-1}T^{-1}$
ρ_f	Densidade do fluido	ML^{-3}
ρ_p	Densidade da partícula	ML^{-3}
ρ_{FE}	Densidade do fluido erosivo	ML^{-3}
σ_e	Tensão de escoamento	$ML^{-1}T^{-2}$
τ_p	Tempo de relaxação da partícula	T
τ_f	Tempo característico de resposta do fluido	T
$\tilde{\omega}_p$	Rotação da partícula	T^{-1}
$\tilde{\omega}_r$	Rotação relativa entre partícula e fluido	T^{-1}
Ω	Energia transferida no impacto	ML^2T^{-4}
ξ	Razão entre a profundidade do contato e a profundidade de corte	Adimensional
ψ_v	Ângulo de posição vertical do canal de injeção	° (graus)
ψ_r	Ângulo de posição radial do canal de injeção	° (graus)

Abreviaturas e siglas

ASTM – American Society of Testing and Materials

JCPDS - *International Centre for Diffraction Data - Powder Diffraction File (Joint Committee on Powder Diffraction Standards)*

FTIR - *Fourier Transform Infrared Spectroscopy*

1 INTRODUÇÃO

1.1 Contexto

Processos não convencionais de usinagem, cuja remoção de material é provocada pela ação sucessiva de partículas abrasivas, são utilizados para obtenção de determinadas características geométricas e propriedades superficiais de componentes submetidos a condições severas de operação. A usinagem por hidroerosão (*Hydroerosive Grinding*) é um exemplo de uma técnica avançada utilizada para remoção de rebarbas e polimento de superfícies internas de difícil acesso. A remoção de material é dada pela ação de um fluido erosivo composto por partículas com elevada dureza dispersas em um fluido com viscosidade relativamente baixa. O sucessivo impacto das partículas nas paredes internas do componente, principalmente em regiões de transições abruptas de escoamento, provocam o arredondamento de regiões de entrada de canais internos. O resultado é o aumento do desempenho do componente, quando em operação, devido à significativa redução da perda de carga.

A indústria automotiva utiliza o processo de usinagem por hidroerosão para o arredondamento da região de entrada dos canais de injeção de motores a diesel. A geometria dos canais exerce influência significativa no padrão de escoamento, que afeta diretamente a distribuição espacial e temporal do jato do óleo diesel injetado na câmara de combustão. Este, por sua vez, apresenta efeito determinante nas emissões, consumo de combustível e desempenho do motor a diesel (POTZ *et al*, 2000).

Os bicos injetores, que possuem tipicamente de cinco a dez canais de injeção com diâmetros entre 100 μm e 200 μm e razões de aspecto¹ de 10:1 a 12:1 (DIVER *et al.*, 2007), são projetados para resultar em um fluxo volumétrico e um padrão de escoamento específicos que resultem em determinadas condições de operação do sistema. O aumento do raio de arredondamento da entrada dos canais através da usinagem por hidroerosão, mantendo todas as outras variáveis geométricas

¹ A razão de aspecto do canal de injeção é definida como a razão entre o comprimento e o diâmetro do canal

inalteradas, reduz a cavitação na entrada do canal (PAYRI *et al*, 2004), contribuindo para o aumento do coeficiente de descarga².

Além do aumento do coeficiente de descarga, que resulta em efeito positivo para redução dos níveis de emissões de poluentes do motor, outras vantagens podem ser associadas à usinagem por hidroerosão, como a redução da dispersão e a calibração da vazão volumétrica (POTZ *et al*, 2000) no canal. A tolerância do fluxo interno nos canais pode passar de aproximadamente 3,5% para valores inferiores a 2% após a obtenção do arredondamento (FREITAG, 2011). Finalmente, o desgaste provocado pela passagem do fluido erosivo no canal reduz significativamente o posterior desgaste do canal com a passagem do óleo diesel do sistema em operação, evitando erros de medição por modificações geométricas.

O aspecto do canal antes e após o processo de usinagem por hidroerosão pode ser observado na imagem obtida por Microscopia Eletrônica de Varredura (MEV) da Figura 1.1.

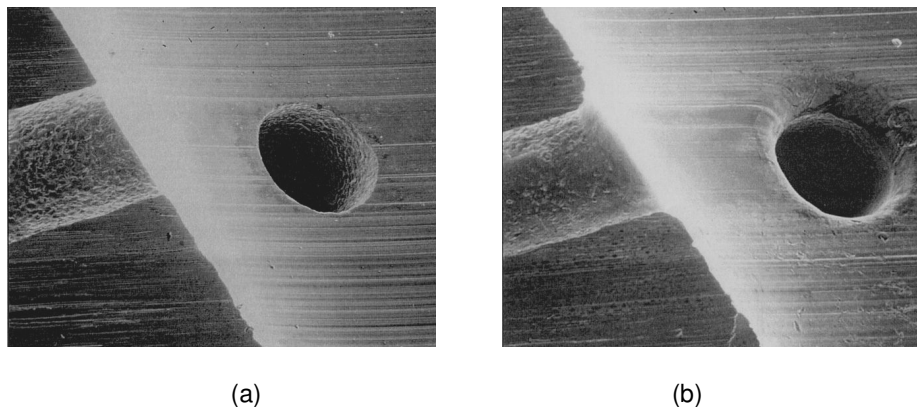


Figura 1.1 – Imagem MEV do arredondamento (a) antes do processo de hidroerosão (b) após o processo de hidroerosão (FREITAG, 2011)

1.2 Caracterização do problema e justificativa

As interações entre o fluido, as partículas sólidas e as paredes dos canais formam um sistema complexo e de natureza aleatória que dificulta a previsão de massa removida e, conseqüentemente, o controle do processo (WEICKERT *et al.*,

² O coeficiente de descarga é definido como a razão entre a vazão real e a vazão máxima teórica do canal

2011). O tempo necessário para que o fluido erosivo do processo de usinagem por hidroerosão circule em um circuito fechado pelo interior dos canais de um bico injetor, provocando o arredondamento, corresponde ao tempo para que a vazão volumétrica atinja o valor especificado.

O tempo de usinagem pode aumentar quando o fluido erosivo é utilizado por um longo período e esta perda de capacidade de remoção pode ser atribuída a variações da concentração, geometria e distribuição de tamanho das partículas. Segundo DESALE *et al* (2006), partículas com maior angulosidade promovem taxas de remoção por erosão significativamente maiores do que partículas arredondadas. Quanto ao efeito do tamanho, a eficiência da colisão e a velocidade de impacto diminuem quando partículas menores são utilizadas sob determinadas condições (LYNN *et al.*, 1991). As partículas no processo de usinagem por hidroerosão possuem distribuições de tamanho entre 1 μ m e 10 μ m de diâmetro.

Outro fator determinante para a eficiência da remoção é a concentração de abrasivos. Durante a passagem do fluido erosivo, uma grande quantidade de partículas colide com as paredes dos canais, não necessariamente com as mesmas velocidades e direções de impacto das linhas de corrente do fluido (FINNIE, 1960). Uma eventual redução de massa de abrasivos no sistema resulta em redução do número de colisões, o que representa efeito negativo para a eficiência da remoção.

A eficiência do processo de usinagem por hidroerosão, definida como o tempo de usinagem para obtenção da vazão volumétrica especificada, foi avaliada para um dos bicos injetores produzidos na planta industrial da Robert Bosch em Curitiba. A análise foi motivada principalmente pela redução da eficiência de remoção observada após determinados períodos de processamento sem intervenção no fluido erosivo circulante. A perda de eficiência foi observada através do aumento do tempo de ciclo do processo.

O procedimento atualmente utilizado pela Bosch para manter a eficiência consiste na renovação de partículas através da adição manual de novos abrasivos no sistema quando há detecção do aumento do tempo de ciclo característico de determinado bico injetor. As quantidades e as frequências das adições de partículas no sistema são baseadas no histórico de processamento do componente e no monitoramento constante do tempo de ciclo no painel de controle do equipamento. O

principal impacto negativo associado à aleatoriedade do processo e à consequente dificuldade de padronização de intervalos de realimentação de partículas é o aumento do consumo de abrasivos. Este pode ser um fator econômico significativo, já que a especificação para os abrasivos exige distribuições de tamanhos definidas e material com elevada dureza, como o carboneto de boro (B_4C), cujo custo por kg é relativamente elevado.

Uma etapa preliminar foi realizada na planta industrial da Robert Bosch em Curitiba para avaliação da eficiência do processo e identificação de principais variáveis a serem monitoradas no presente trabalho. Os resultados desta primeira análise, apresentados no APÊNDICE A, foram utilizados como referência para o planejamento deste trabalho.

1.3 Objetivo da Dissertação

Avaliar o efeito do tempo de utilização do fluido erosivo, sem renovação de partículas, na eficiência do processo de usinagem por hidroerosão de canais internos de bicos injetores. A eficiência do processo é considerada como sendo inversamente proporcional ao tempo necessário para que a vazão volumétrica especificada seja atingida.

1.3.1 Objetivos Específicos

Avaliar a influência das propriedades do fluido, das partículas sólidas e da interação entre as fases na eficiência do processo de usinagem por hidroerosão de canais internos de bicos injetores para longos períodos de processamento sem renovação de partículas.

Canais internos de bicos injetores do tipo VCO (*Valve Covered Orifice*) usinados por hidroerosão serão utilizados como referência para obtenção de indicadores de eficiência do processo para um período de 150 horas de uso do fluido erosivo. As principais propriedades serão avaliadas no início e final do período avaliado. O objetivo específico deste trabalho é determinar as variações da concentração volumétrica de sólidos, distribuição de tamanho de partículas, geometria dos abrasivos, propriedades do fluido, interações hidrodinâmicas entre as

fases durante o período e avaliar suas respectivas contribuições para a eficiência do processo de usinagem por hidroerosão.

1.4 Estrutura do trabalho

No Capítulo 1 o tema foi contextualizado em termos da importância do processo de usinagem por hidroerosão. Os impactos positivos do processo nos indicadores de eficiência de emissões e desempenho de sistemas de injeção a diesel foram apresentados. A seguir o problema, que consiste na redução da eficiência do processo de usinagem para longos tempos de uso do fluido erosivo, foi caracterizado e a justificativa para sua investigação foi descrita. Finalmente, os objetivos gerais e específicos foram apresentados.

No segundo capítulo a revisão bibliográfica inicia com uma descrição resumida de sistemas de injeção a diesel e de aspectos geométricos dos canais de injeção. A seguir é apresentada uma definição do processo de usinagem por hidroerosão juntamente com a descrição das principais variáveis que podem definir a eficiência do processo. Como o fluido erosivo é composto por um sistema constituído de partículas sólidas suspensas em um fluido transportador, alguns fundamentos da hidrodinâmica são revisados para melhor compreensão dos fenômenos que definem o movimento do particulado e suas interações com o fluido.

Um modelo teórico de desgaste erosivo pelo impacto de partículas sólidas é descrito na sequência para identificação de variáveis que definem o mecanismo de remoção de material da superfície atingida. A revisão bibliográfica encerra com apresentação dos efeitos específicos do tamanho e geometria das partículas sólidas.

O Capítulo 3 descreve a metodologia utilizada para avaliação da redução da eficiência do fluido erosivo. Em resumo, a metodologia consiste no monitoramento de um intervalo específico de produção de um tipo selecionado de bico injetor produzido na planta industrial da Robert Bosch em Curitiba. A seguir, indicadores de eficiência foram definidos e amostras do fluido erosivo foram coletadas para caracterização das variáveis selecionadas para avaliação durante o período monitorado. Para a análise dos dados obtidos, as condições de impacto das partículas foram estimadas a partir do nível de acoplamento destas com a fase

fluida, dadas as hipóteses simplificadores apresentadas para o sistema. Os mecanismos preferenciais de remoção para as dadas condições de impacto serão então estimados e seu efeito na redução da eficiência discutido nos próximos capítulos.

O quarto Capítulo apresenta os resultados dos itens descritos no capítulo anterior. Estes resultados são discutidos no Capítulo 5 e as conclusões decorrentes das discussões são apresentadas no sexto Capítulo. Nos Capítulos 7 e 8 são apresentadas, respectivamente, sugestões para trabalhos futuros e a lista de referências da bibliografia utilizada no trabalho.

No Apêndice A é apresentado na íntegra o artigo publicado no 7º Congresso Brasileiro de Engenharia de Fabricação (COBEF), cujos resultados foram utilizados para o planejamento deste trabalho. No Apêndice E são apresentados alguns fundamentos do processamento de imagens digitais empregados para o desenvolvimento da ferramenta computacional utilizada para a caracterização da geometria das partículas. O algoritmo com a rotina de cálculo é apresentado no Apêndice B.

O Apêndice C apresenta os dados unitários de indicadores de eficiência de processo para os intervalos de produção monitorados, cujos valores médios de cada intervalo são apresentados no texto principal. Alguns dados são apresentados na forma normalizada. No Apêndice D estão apresentados os dados e procedimento de análise de variância do parâmetro geométrico.

2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

A revisão bibliográfica inicia com uma descrição resumida dos principais aspectos da geometria dos canais de injeção relevantes para definições de padrões de escoamento e desempenho de sistemas a diesel. A seguir, detalhes do efeito específico do raio de entrada dos canais são apresentados e exemplificados.

Na segunda parte do capítulo o processo de usinagem por hidroerosão é descrito e as principais variáveis e parâmetros do processo são apresentados. Na terceira parte alguns aspectos do escoamento bifásico são adicionados para fornecer uma revisão dos fenômenos que definem o movimento do particulado e suas interações com o fluido.

Um modelo teórico de desgaste erosivo pelo impacto de partículas sólidas é descrito na sequência para identificação de variáveis que definem o mecanismo de remoção de material da superfície atingida. A revisão bibliográfica encerra com apresentação dos efeitos específicos do tamanho e geometria das partículas sólidas.

2.1 Geometria de canais de injeção de sistemas a diesel

De acordo com POTZ *et al*, 2000, a geometria dos canais de sistemas de injeção de combustível de motores a diesel exerce influência expressiva na distribuição espacial, temporal e estabilidade do spray de combustível injetado na câmara de combustão. Estes parâmetros são determinantes para os níveis de ruído, emissões de poluentes, consumo de combustível e desempenho do motor.

Na Figura 2.1 estão representados esquematicamente os principais componentes de um sistema de injeção direta com conduto comum (*common rail*) e o fluxo de combustível que passa pelo interior do bico injetor: (1) tanque de combustível, (2) filtro de combustível, (3) bomba, (4) válvula reguladora de pressão, (5) conduto comum – *Common Rail*, (6) bico injetor e (7) unidade de controle (EISEN *et al*, 2000).

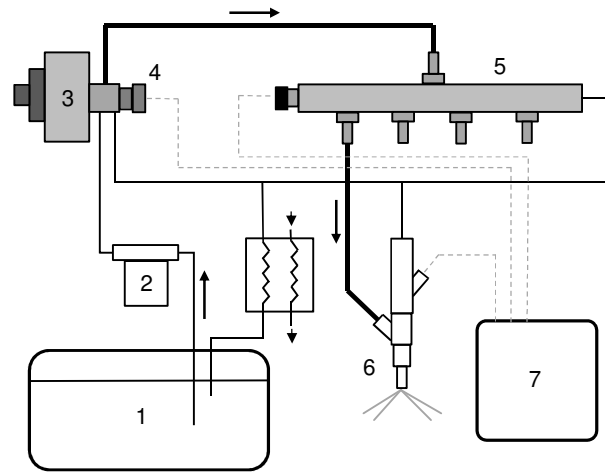


Figura 2.1 – Sistema de injeção direta de combustível: (1) Tanque de combustível, (2) Filtro de combustível, (3) Bomba, (4) Válvula reguladora de pressão, (5) Conduto comum – *Common Rail*, (6) Bico injetor, (7) Unidade de controle (Adaptado de EISEN *et al*, 2000)

Os principais fatores geométricos dos canais de injeção que afetam diretamente os parâmetros do spray são os diâmetros de entrada $d_{2(e)}$, e saída $d_{2(s)}$, o raio de arredondamento de entrada r_{he} , o comprimento do canal L_c e o ângulo de posição vertical ψ_v (Figura 2.2). A disposição e quantidade de canais também são determinantes para o processo (WINTER *et al*, 2004).

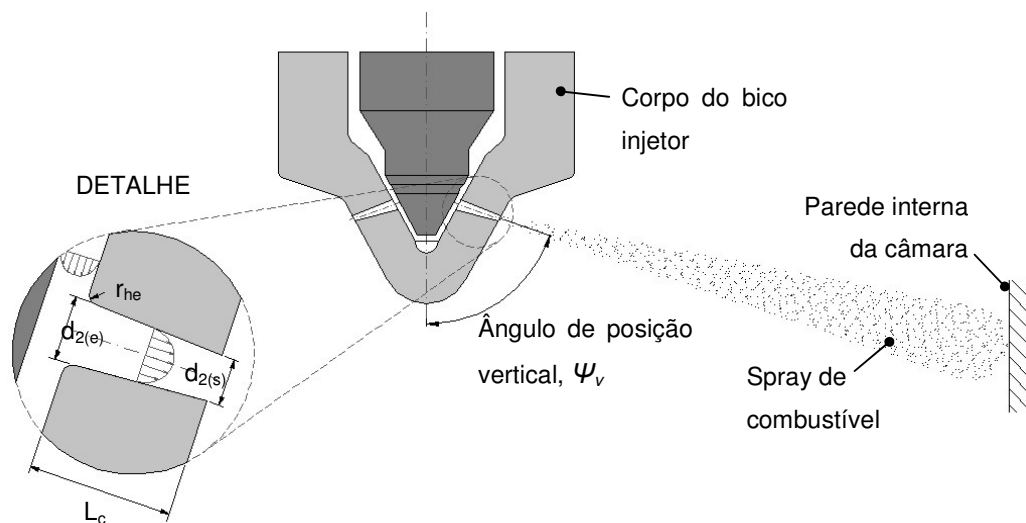


Figura 2.2 – Ilustração esquemática da geometria do canal de injeção

Se todas as outras variáveis geométricas do canal foram mantidas constantes, o arredondamento da região de entrada contribui para a redução da cavitação nas paredes internas (WINTER *et al*, 2004). A contração abrupta do escoamento gera regiões de baixa pressão próximas às paredes internas do canal e, quando a pressão local for menor do que a pressão de vapor do líquido, pode ocorrer o colapso de bolhas na região. Jatos com elevada energia podem provocar, em casos de cavitação excessiva, danos na superfície devido às sucessivas colisões (LINDSTRÖM, 2009). Estas modificações superficiais podem resultar em variações nos padrões do escoamento, com impacto negativo para a calibração do sistema para longos períodos de utilização.

Segundo PAYRI *et al* (2004), a cavitação é reduzida ou até mesmo eliminada com o aumento do raio de arredondamento de entrada do canal de injeção, conforme ilustrado no esquema simplificado da Figura 2.3. Para o caso com arredondamento (Figura 2.3b) a área útil na região da *vena contracta* é maior devido à menor recirculação na proximidade das paredes, quando comparada com o caso sem arredondamento (Figura 2.3a).

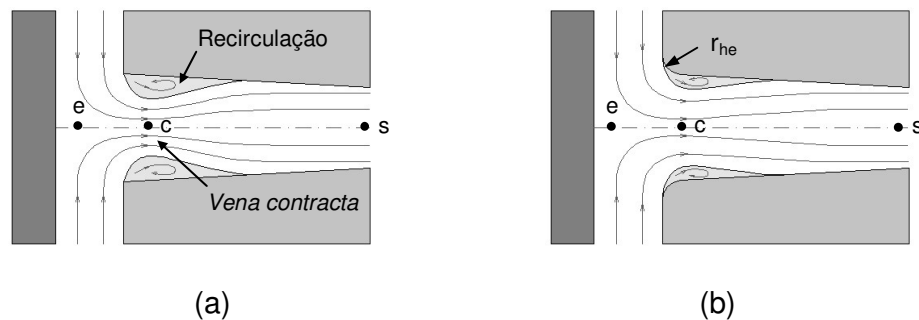


Figura 2.3 – Escoamento na região de entrada do canal: (a) sem arredondamento (Adaptado de PAYRI *et al*, 2004), (b) com raio r_{he} de arredondamento

O coeficiente de descarga, C_d é um parâmetro adimensional obtido através da razão entre a vazão mássica real e a vazão mássica teórica no canal. O modelo unidimensional de Nurick de 1976 (NURICK *apud* PAYRI, 2004) combina a equação da continuidade e a equação de Bernoulli para determinar o coeficiente de descarga definido conforme equação (2.1), em que A_c é a área da seção transversal do canal e A_{eff} é a área efetiva do escoamento na seção transversal da região da *vena*

contracta (ponto c da Figura 2.3). A redução da área do escoamento é dada pela presença de vapor e a não uniformidade dos perfis de velocidade na região próxima à entrada.

$$C_d = \frac{A_{eff}}{A_c} \sqrt{\frac{p_e - p_v}{p_e - p_s}} \quad (2.1)$$

O termo que consiste na razão entre as variações de pressão é definido por Nurick como número de cavitação K_{cv} , equação (2.2). As pressões p_e e p_s correspondem às pressões na entrada e saída, respectivamente, enquanto p_v é a pressão de vapor do fluido.

$$K_{cv} = \frac{p_e - p_v}{p_e - p_s} \quad (2.2)$$

De acordo com a equação (2.2), o número de cavitação K_{cv} é inversamente proporcional à intensidade da cavitação. Do modelo de Nurick é possível concluir que o aumento da ocorrência da cavitação, ou, de forma equivalente, a redução do número de cavitação resulta em redução do coeficiente de descarga. De acordo com PAYRI *et al* (2004), o modelo unidimensional proposto por Nurick para determinar o fluxo no interior de canais para escoamentos com cavitação pode ser utilizado para análise dos fenômenos físicos do escoamento, embora tenha algumas hipóteses simplificadoras que não correspondam ao escoamento real do canal de injeção.

Segundo WINTER *et al* (2004), o arredondamento contribui também para aumentar a distância máxima de atomização, fenômeno em que o jato de óleo diesel, que passa na fase líquida pelo interior do canal de injeção, inicia o processo de desintegração no interior da câmara de combustível. A distância de máxima atomização, que corresponde ao início de formação do espectro de gotas (spray), define a fração de vapor no interior da câmara, sendo fator determinante para o nível de emissões de poluentes do sistema.

O efeito do arredondamento no coeficiente de descarga pode ser observado quantitativamente nos ensaios realizados por ZHIXIA *et al* (2013) apresentados na Figura 2.4 Para o caso sem arredondamento o coeficiente de descarga é inferior

quando comparado com os canais cujos arredondamentos equivalem a 1/10 e 1/4 do diâmetro de entrada $d_{2(e)}$. O efeito da cavitação também pode ser observado na Figura 2.4 para escoamentos para os quais o número de cavitação é menor do que o número de cavitação crítico $K_{cv(c)}$. A pressão na entrada (ponto 1 na Figura 2.3) é de 100 MPa.

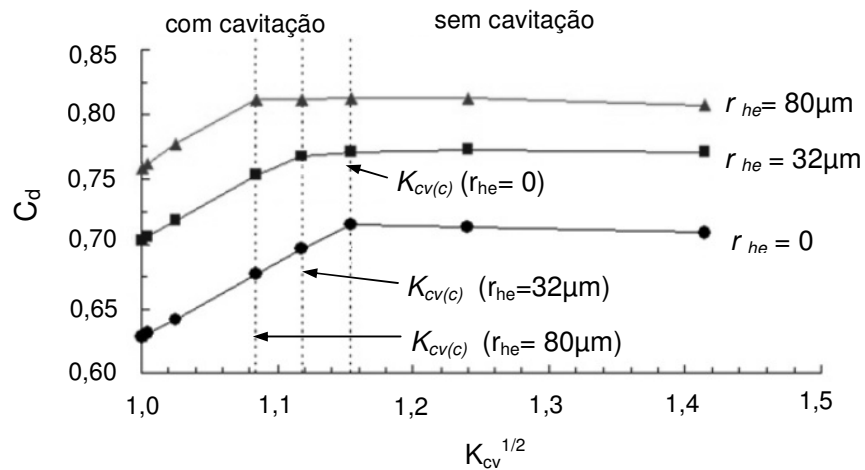


Figura 2.4 – Relação entre o coeficiente de descarga e o número de cavitação para diferentes raios de arredondamento (Adaptado de ZHIXIA *et al*, 2013)

Os campos de pressões e frações volumétricas de vapor para os casos avaliados por ZHIXIA *et al* (2013) podem ser observados na Figura 2.6 e Figura 2.6 para os mesmos casos indicados na Figura 2.4. Um efeito pronunciado do raio de arredondamento na pressão e fração volumétrica de vapor pode ser observado.

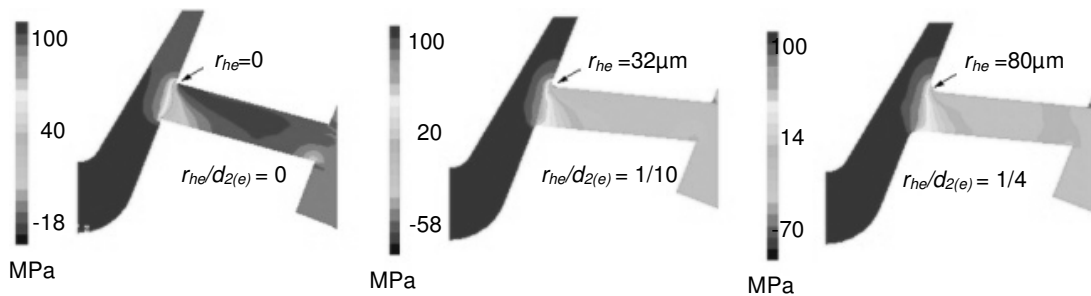


Figura 2.5 - Campos de pressão para diferentes raios de arredondamento (Adaptado de ZHIXIA *et al*, 2013)

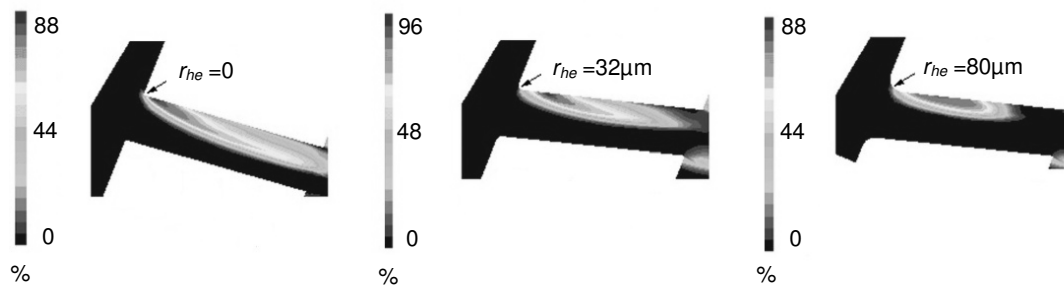


Figura 2.6 – Fração volumétrica de vapor para diferentes raios de arredondamento (Adaptado de ZHIXIA *et al*, 2013)

2.2 Processo de usinagem por hidroerosão

A hidroerosão é um processo de usinagem utilizado para remoção de rebarbas e arredondamento de canais internos de bicos injetores (POTZ *et al*, 2000). O arredondamento e polimento das superfícies são obtidos pela passagem de um fluido erosivo através dos canais de injeção. O fluido erosivo é composto por partículas de elevada dureza suspensas em um fluido com baixa viscosidade.

O fluido com particulado em suspensão escoar por um circuito fechado com pressões entre 100 bar e 200 bar e é forçado contra as paredes do canal, provocando a remoção de material devido a sucessivos impactos das partículas sólidas nas regiões de transição abrupta do escoamento. O fluido erosivo passa no interior do canal até que o fluxo volumétrico atinja o valor especificado no projeto do bico injetor.

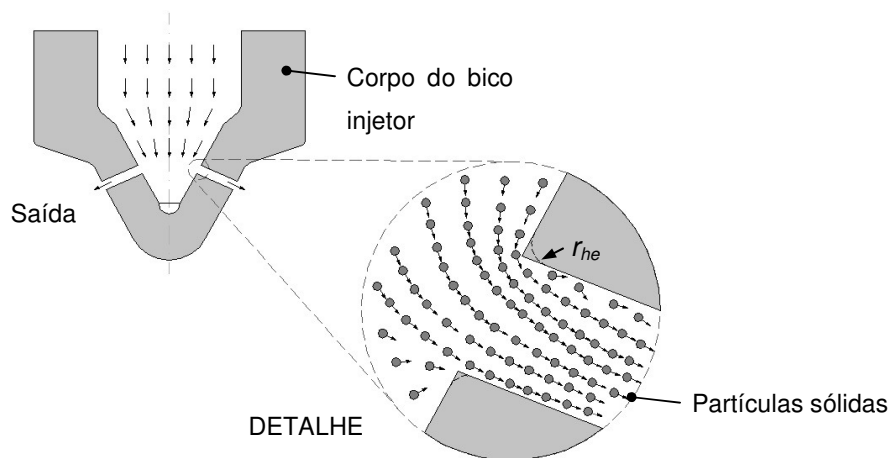


Figura 2.7 – Esquema do escoamento do fluido erosivo no interior dos canais de injeção e detalhe da região de entrada do canal

O arredondamento, E_h , é definido como a razão entre o aumento do fluxo volumétrico após o arredondamento e o fluxo volumétrico antes do processo de hidroerosão (WEICKERT *et al*, 2011). Se Q_1 corresponde ao fluxo volumétrico no instante inicial da passagem do fluido erosivo e Q_2 representa o fluxo após o término do processo de usinagem por hidroerosão, E_h pode ser definido conforme equação (2.3). Após a formação do raio de entrada, r_{he} , o fluxo no interior do canal pode ser até 15% superior ao fluxo antes do processamento (DIVER *et al*, 2007).

$$E_h = \frac{Q_2 - Q_1}{Q_1} \quad (2.3)$$

As etapas do processo de hidroerosão estão ilustradas esquematicamente na Figura 2.8. De acordo com POTZ *et al* (2000), o processo pode ser dividido em quatro fases principais. Na primeira fase a geometria da entrada do furo é alterada formando um raio favorável para o escoamento e que resulta em uma elevação rápida do coeficiente de descarga. Na Fase 2 a rugosidade da superfície interna é reduzida e o diâmetro interno aumenta sensivelmente (Fase 3), sem efeito pronunciado no desempenho. A etapa posterior (Fase 4) deve ser evitada porque o aumento adicional do diâmetro resulta em efeito negativo para o coeficiente de descarga do canal.

A taxa de arredondamento dE_h / dt corresponde à velocidade com que o fluxo interno do canal aumenta devido à remoção de material da superfície (Equação (2.4)), em que t_r corresponde ao tempo para que o fluxo especificado seja atingido. A taxa de arredondamento depende de inúmeros fatores relacionados com as propriedades dos materiais do fluido erosivo e do canal de injeção, geometria do bico injetor, características do escoamento e condições de processo.

$$dE_h / dt = \frac{E_h}{t_r} \quad (2.4)$$

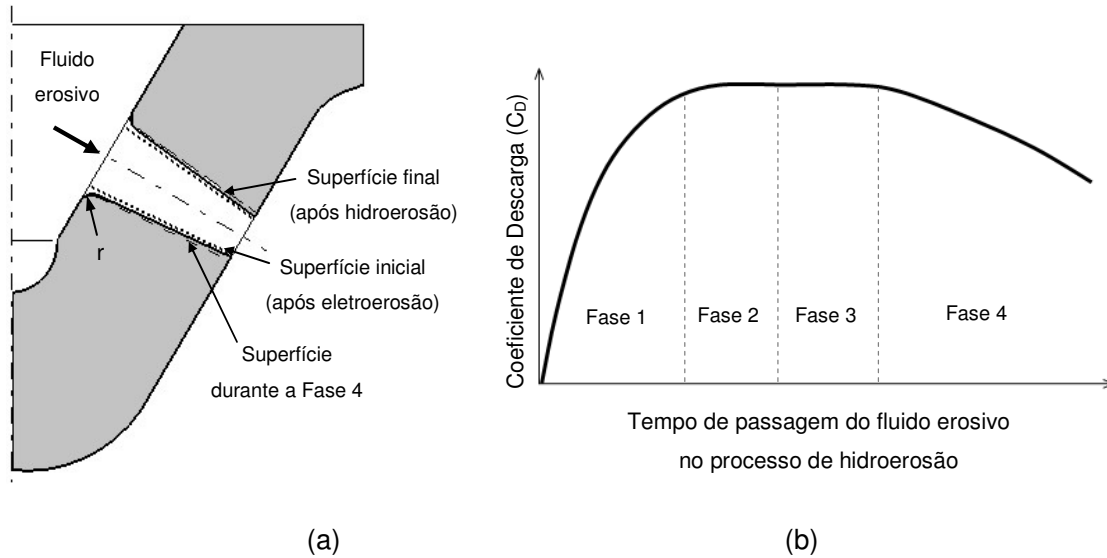


Figura 2.8 – Representação esquemática do processo de hidroerosão: (a) esquema da evolução da geometria durante o processo e (b) principais etapas do processo (Adaptado de POTZ *et al*, 2000)

As variáveis que controlam o processo podem ser agrupadas em variáveis referentes ao fluido erosivo (viscosidade, densidade, fração volumétrica da fase sólida), ao fluido (viscosidade e densidade), às partículas sólidas (distribuição de tamanho, geometria, dureza), ao escoamento (regime de escoamento, interações hidrodinâmicas entre a fase sólida contínua e as partículas sólidas), às condições do impacto (ângulo de incidência do impacto, velocidade do impacto) ao material do canal (dureza, acabamento superficial após o processo de furação por eletroerosão ou broca) e às condições de processo (pressão e temperatura).

2.3 Fundamentos do escoamento bifásico

Em escoamentos formados por uma fase líquida contínua e uma fase sólida constituída por partículas rígidas discretas, características do processo de usinagem por hidroerosão, os módulos e direções das velocidades de incidência das partículas na superfície dependem das interações partícula-fluido, partícula-partícula e partícula-superfície (HUMPHREY, 1990).

Interações entre as partículas e o fluido dependem da natureza do regime de escoamento (laminar ou turbulento), assim como do tamanho, geometria, densidade relativa e movimento das partículas que compõem a fase sólida. Para determinados

níveis de concentração volumétrica de sólidos, as partículas podem colidir com outras partículas devido à distância reduzida entre suas trajetórias. Este efeito é mais pronunciado em regiões de mudança de direção de escoamento e em posições próximas às paredes (HUMPHREY, 1990).

2.3.1 Momento de equilíbrio da partícula

A capacidade da partícula sólida de responder a mudanças na velocidade e trajetória do fluido pode ser determinada pelo momento de equilíbrio λ (equação (2.5)), parâmetro adimensional que caracteriza a dinâmica entre as fases sólida e líquida (HUMPHREY, 1990). Na equação, τ_p é o tempo característico ou tempo de relaxação da partícula, τ_f é o tempo característico do escoamento do fluido e $f_D = Re_p D_c / 24$.

$$\lambda = \frac{\tau_p f_D}{\tau_f} \quad (2.5)$$

O coeficiente de arrasto, D_c , é dependente da viscosidade do fluido, geometria, rugosidade e velocidade da partícula sólida. A dependência da velocidade da partícula no coeficiente de arrasto pode ser caracterizada pelo número de Reynolds da partícula, Re_p (equação (2.6)), que fisicamente representa a razão entre as forças inerciais e viscosas das partículas para a ordem de grandeza do diâmetro do particulado (PEKER e HELVACI, 2008). \vec{U}_p e \vec{U}_f representam as velocidades da partícula e do fluido, respectivamente, sendo ρ_f a densidade do fluido, μ_f a viscosidade do fluido e d_p o diâmetro da partícula.

$$Re_p = \frac{\rho_f \|\vec{U}_p - \vec{U}_f\| d_p}{\mu_f} \quad (2.6)$$

De acordo com HUMPHREY, 1990, se $\lambda \gg 1$ as partículas apresentam uma alta inércia e respondem lentamente às mudanças da velocidade do fluido. Neste caso a partícula possui baixo acoplamento com o fluido. O contrário é observado

quando $\lambda \ll 1$, em que a fase sólida possui um menor tempo de resposta e as partículas tendem a acompanhar as linhas de corrente do escoamento. Neste caso, em que há predominância das forças viscosas, as partículas sólidas respondem quase instantaneamente às variações de velocidade e direção do escoamento do fluido e a partícula é considerada como tendo alto acoplamento com o fluido. Quando $\lambda \approx 1$, os efeitos das interações entre as fases não podem ser negligenciados, sendo que as forças inerciais e viscosas são aproximadamente equivalentes e a partícula é classificada como condição de acoplamento intermediário.

O tempo característico de relaxação da partícula, τ_p , ou tempo de resposta da partícula, é definido pela equação (2.7):

$$\tau_p = \frac{\rho_p d_p^2}{18\mu_f f_D} \quad (2.7)$$

O tempo característico do escoamento é dado pela equação (2.8), em que L_k e \vec{U}_f correspondem ao comprimento característico e velocidade do fluido, respectivamente.

$$\tau_f = \frac{L_k}{|\vec{U}_f|} \quad (2.8)$$

As equações (2.6), (2.7) e (2.8) são válidas para $Re_p < 1$.

2.3.2 Distância teórica média entre partículas

Os sistemas compostos por partículas suspensas em fluidos podem ser classificados como diluídos ou densos, dependendo da concentração da fase sólida ϕ_p , definida pela equação (2.9), em que N_p é a quantidade total de partículas, v_p é o volume de uma partícula e V_T é o volume total do fluido erosivo.

$$\phi_p = \frac{\sum_{i=1}^{N_p} (v_p)_i}{V_T} \quad (2.9)$$

Considerando que os sólidos estão uniformemente distribuídos em um arranjo cúbico, conforme ilustrado na Figura 2.9, a distância entre centros das partículas L_p pode ser determinada e comparada com o raio r_p da partícula.

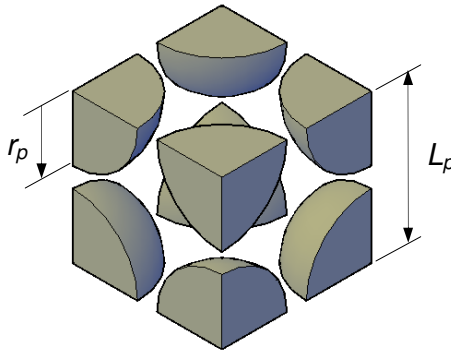


Figura 2.9 – Partículas em arranjo cúbico com distância livre L_p

Utilizando a concentração de sólidos ϕ_p na célula unitária da Figura 2.9, que contém 1/8 de partícula em cada vértice do cubo, a distância entre centros das partículas pode ser determinada pela equação (2.10), sendo d_p o diâmetro da partícula.

$$\frac{L_p}{d_p} = \left(\frac{\pi}{6\phi_p} \right)^{1/3} \quad (2.10)$$

O sistema é caracterizado como denso se $L_p / d_p > 10$ ou diluído quando $L_p / d_p < 10$ (CROWE *apud* ROSA, 2011). Quando $L_p / d_p > 100$ o acoplamento entre sólidos e o líquido é denominado simples (*one way*) e neste caso as partículas possuem trajetórias que acompanham o campo de velocidade da fase contínua. Para $10 < L_p / d_p < 100$, a presença de partículas influencia a fase contínua, com interação mútua das forças de cada fase. Quando $L_p / d_p < 100$ as partículas estão

muito próximas e há possibilidade de colisão e alterações de trajetórias dos sólidos. O resumo desta classificação é apresentado na Tabela 2.1.

Tabela 2.1 - Classificação do sistema de escoamento bifásico de acordo com tipo de acoplamento sólido – fluido (adaptado de ROSA, 2011)

Lp/dp	Sistema	Acoplamento partícula / fluido	Comportamento
Lp/dp > 100	diluído	simples (<i>one way</i>)	trajetórias das partículas acompanham campo de velocidade da fase contínua
10 < Lp/dp < 100	diluído	duplo (<i>two way</i>)	presença de partículas influencia a fase contínua
Lp/dp < 10	denso	quádruplo (<i>four way</i>)	partículas muito próximas com possibilidade ocorrência de colisões e redistribuições

2.3.3 Forças atuantes nas partículas

As principais forças que atuam em uma partícula sólida em movimento em um fluido são as força de arrasto, de massa virtual, de sustentação, viscosas, forças devido à turbulência e forças de corpo (RIZKALLA, 2007). Outras forças devido a fenômenos físicos como colisões entre partículas e forças devido a campos magnéticos e eletrostáticos também podem estar presentes no sistema.

A força de arrasto, \vec{F}_D , indicada na Equação (2.11), oferece resistência ao movimento da partícula sólida no fluido e depende da velocidade relativa entre a partícula \vec{U}_p e o fluido \vec{U}_f , da viscosidade e da densidade do meio. A geometria da partícula, sua seção na direção transversal ao escoamento, A_p , e sua rugosidade superficial também exercem influência na força de arrasto.

$$\vec{F}_D = \frac{D_c A_p (\vec{U}_p - \vec{U}_f)^2}{2} \quad (2.11)$$

O coeficiente de arrasto, D_c , para o regime de escoamento laminar ($Re_p \ll 1$) e partículas idealmente esféricas é dado pela equação (2.12). O baixo valor do

número de Reynolds da partícula caracteriza a predominância de forças viscosas no escoamento.

$$D_c = \frac{24}{Re_p} \quad (2.12)$$

Para o regime de escoamento turbulento o coeficiente de arrasto é aproximadamente constante para uma geometria esférica ($D_c \cong 0,44$). Para o regime intermediário ($1 < Re_p < 1000$) não é possível determinar D_c analiticamente e diversas correlações empíricas baseadas em ensaios experimentais são utilizadas para casos específicos. Estas correlações estão representadas graficamente na Figura 2.10.

A força de massa virtual é a força que atua na partícula sólida em movimento acelerado imersa em um fluido. Nesta condição, uma parcela do fluido ao redor da partícula é acelerada, resultando em uma força de interação do fluido na partícula. Segundo Crowe *apud* Riskalla *et al* (1999), esta força, para uma partícula esférica isolada, possui a forma apresentada na equação (2.13). Nesta equação, F_{mv} é a força de massa virtual por unidade de volume.

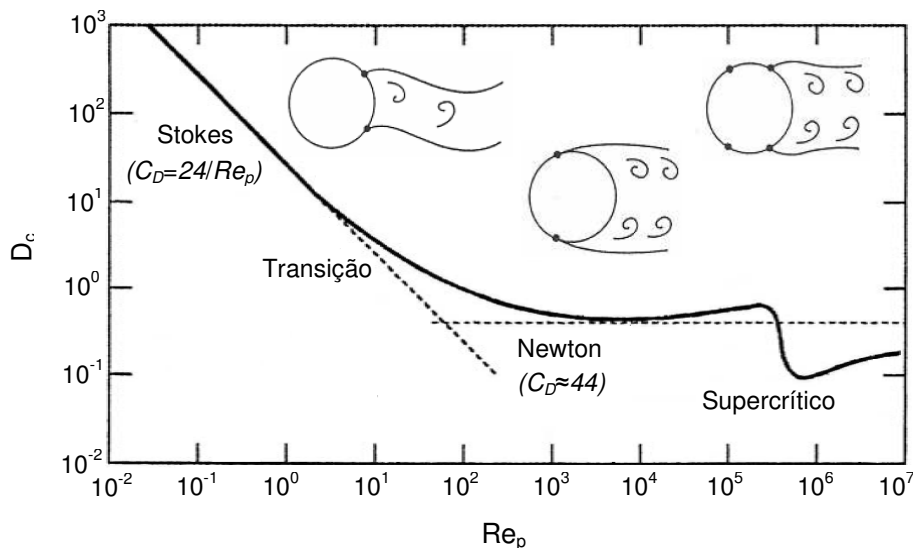


Figura 2.10 – Correlações para coeficiente de arrasto para escoamento sobre esfera lisa (Adaptado de CLIFT *et al apud* RIZKALLA, 2007)

As velocidades \vec{U}_p e \vec{U}_f da equação (2.13) representam as velocidades da partícula e fluido, respectivamente. O termo C_{vm} é denominado coeficiente de massa virtual e pode ser considerado como uma função da concentração volumétrica de sólidos ϕ_p . A densidade do fluido é dada por ρ_f .

$$\vec{F}_{mv} = C_{vm}\phi_p\rho_f \left[\left(\frac{\partial \vec{U}_f}{\partial t} + \vec{U}_f \nabla \vec{U}_f \right) - \left(\frac{\partial \vec{U}_p}{\partial t} + \vec{U}_p \nabla \vec{U}_p \right) \right] \quad (2.13)$$

As forças de sustentação ocorrem devido à rotação da partícula induzida pelo gradiente de velocidade do fluido. O diferencial de pressão, dado pela condição de assimetria da velocidade, resulta na força de sustentação de Staffman de 1965, conforme indicado na equação (2.14). A força \vec{F}_L^{Saf} é dada por unidade de volume do fluido. Esta equação é válida para números de Reynolds pequenos e partículas esféricas. O termo C_L é denominado coeficiente de sustentação e é dependente da concentração volumétrica de sólidos. Esta força é típica de regiões em que há assimetria do campo de velocidade, como em escoamentos próximos a paredes.

$$\vec{F}_L^{Saf} = -C_L\phi_p\rho_f (\vec{U}_f - \vec{U}_p) \times (\nabla \times \vec{U}_f) \quad (2.14)$$

A rotação que resulta na força de sustentação pode também ser induzida pela rotação da partícula devido a outros efeitos como colisões com outras partículas e paredes do sistema. A força resultante desta condição é denominada força de Magnus, que possui a forma apresentada na equação (2.15), sendo C_{LR} o coeficiente de sustentação devido à rotação. A força \vec{F}_L^{Mag} é dada por unidade de volume do fluido. Os vetores $\vec{\omega}_p$ e $\vec{\omega}_r$ representam as rotações da partícula e resultante entre partícula e fluido, respectivamente. A área A_c corresponde à área da projeção da partícula.

$$\vec{F}_L^{Mag} = \frac{1}{2}\rho_f \|\vec{U}_f - \vec{U}_p\| C_{LR} A_c \frac{(\vec{U}_f - \vec{U}_p) \times \vec{\omega}_r}{\|\vec{\omega}_p - 1/2\nabla \times \vec{U}_f\|} \quad (2.15)$$

Desprezando as forças magnéticas e eletrostáticas, a principal força de campo é a força devido ao campo gravitacional, \vec{F}_g (Equação (2.16)), em que v_p é o volume da partícula e \vec{g} é o vetor da aceleração da gravidade.

$$\vec{F}_g = \rho_p v_p \vec{g} \quad (2.16)$$

A força devido ao empuxo é determinada através do peso do fluido deslocado pela partícula:

$$\vec{F}_e = \rho_f v_p \vec{g} \quad (2.17)$$

2.4 Mecanismos de remoção pelo impacto de partículas sólidas

O processo de remoção conhecido como erosão por partículas sólidas é caracterizado pelo impacto de partículas discretas em uma superfície. Os mecanismos de remoção de material podem envolver tanto a deformação plástica como a fratura frágil, sendo que a severidade do desgaste depende das condições de impacto das partículas e das propriedades da superfície (HUTCHINGS, 1992).

A erosão pode ser quantificada pelo volume de material removido de uma superfície em determinado período. De acordo com DESALE *et al* (2006), inúmeros pesquisadores desenvolveram correlações para a determinação da taxa de erosão baseadas em ensaios experimentais. A taxa de erosão E_w apresenta a forma geral indicada na equação (2.18), sendo \vec{U}_p a velocidade de incidência das partículas, d_p o diâmetro das partículas e α_p o ângulo de incidência das partículas. As constantes C_1 , C_2 e C_3 são obtidas das condições específicas dos ensaios e levam em consideração as propriedades do material da superfície e da partícula, assim como a geometria dos abrasivos. A taxa de erosão, neste caso, é quantificada como a razão entre a massa total de material removido da superfície e a massa total de partículas incidentes.

$$E_w = C_1 \|\vec{U}_p\|^{C_2} d_p^{C_3} f(\alpha_p) \quad (2.18)$$

Após colidir com ângulo de incidência α_p , o processo de deformação da superfície é iniciado se a energia transferida no impacto for superior à tensão de escoamento da superfície. Para materiais dúcteis o mecanismo de remoção pode ser por deslocamento ou corte, de acordo com o ângulo de incidência α_p .

No mecanismo de remoção por deslocamento ocorre deformação plástica do material da superfície e deslocamento de parte do material para as laterais do sulco formado. O mecanismo de corte é caracterizado pela remoção através do corte do material e consequente formação de um fragmento de corte. Um dos fatores determinantes do tipo de mecanismo é o ângulo de incidência α_p . Importante observar que o ângulo entre a superfície frontal do impacto da partícula e a superfície atingida, denominado ângulo de corte α_c (Figura 2.11), depende da combinação entre ângulo de incidência e da geometria da partícula em contato com a superfície atingida. Para ângulos maiores do que o ângulo de corte crítico há predominância do mecanismo de corte. Sobre estas condições, o volume de material removido em relação ao volume do sulco será maior do que para ângulos inferiores ao crítico (ZUM GAHR, 1987). Na seção 2.5 o modelo de Finnie para o desgaste erosivo será apresentado com detalhes para complementar a análise do mecanismo de corte para determinados ângulos de incidência da partícula.

2.5 Modelo de Finnie para o desgaste erosivo por partículas sólidas

Segundo ENGEL (1978), Finnie introduziu o primeiro modelo para o desgaste erosivo em 1958. O modelo considera uma partícula sólida rígida colidindo com uma superfície dúctil e causando deformação plástica. A partícula possui geometria angular e o processo de remoção é idealizado como sendo similar ao de uma ferramenta de corte para usinagem de metais. Conforme ilustrado esquematicamente na Figura 2.11, a partícula incide com um ângulo de incidência α_p entre a direção do impacto e a superfície plana atingida, resultando em um ângulo de corte α_c na superfície frontal do contato. Adicionalmente, é considerado que a largura do corte na superfície possui dimensões muito maiores do que a profundidade. Neste caso a hipótese de estado plano de tensões seja aceitável.

Imediatamente após o contato, é assumido que a superfície inicia o processo de deformação plástica a uma pressão constante σ_e , que corresponde à tensão de escoamento do material da superfície.

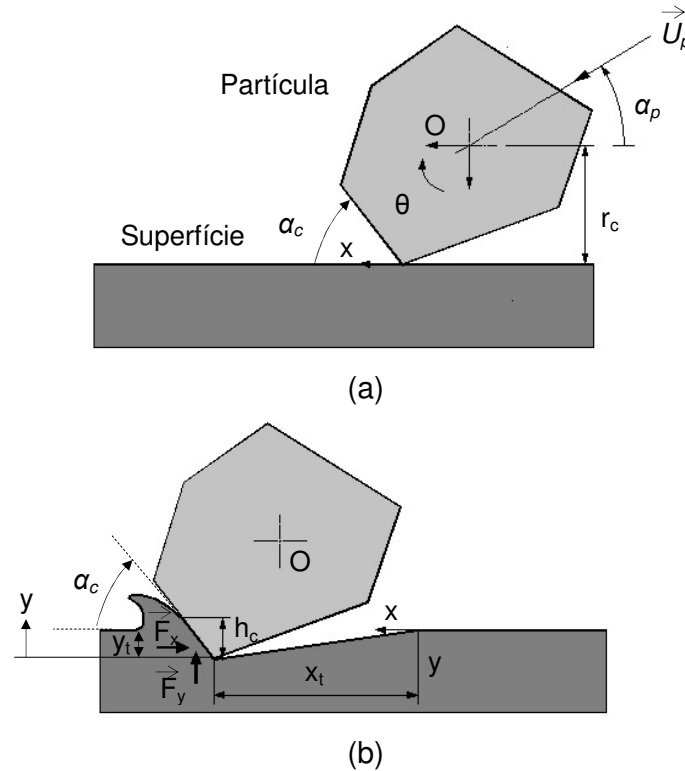


Figura 2.11 – Representação esquemática do impacto de uma partícula com a superfície erodida
 (a) início do impacto (b) final do impacto (Adaptado de FINNIE, 1960)

A profundidade e o comprimento do corte (x_t, y_t) são obtidos pela solução das equações dos movimentos de translação e rotação do centro de massa da partícula (x, y) apresentadas nas Equações 2.19 a 2.21. Nas equações, I_p e m_p representam o momento de inércia de massa e a massa da partícula, respectivamente. A razão entre as forças vertical F_y e horizontal F_x é assumida como constante $(F_y / F_x = \varphi)$ e a força horizontal é determinada por $F_x = h_c b \sigma_e$, sendo h_c e b a profundidade e a largura do contato frontal, respectivamente. A razão entre a profundidade do contato e a profundidade de corte é considerada constante $(\xi = h_c / y_t)$.

$$m_p \frac{d^2 x}{dt^2} + \xi b \sigma_e y = 0 \quad (2.19)$$

$$m_p \frac{d^2 y}{dt^2} + \xi b \sigma_e \varphi y = 0 \quad (2.20)$$

$$I \frac{d^2 \theta}{dt^2} + \xi b \sigma_e r_c y = 0 \quad (2.21)$$

Para as condições de contorno impostas no momento inicial do contato ($x = y = \theta = 0$, $dx/dt = \|\vec{U}_p\| \cos \alpha_p$, $dy/dt = \|\vec{U}_p\| \text{sen} \alpha_p$ e $\theta = \theta_0$ para $t = 0$), a solução do sistema de equações diferenciais do movimento do centro de massa da partícula resulta nas equações (2.22), (2.23) e (2.24), sendo $\beta = (\xi \sigma_e b \varphi / m_p)^{1/2}$.

$$x(t) = \frac{\|\vec{U}_p\| \text{sen} \alpha_p}{\beta \varphi} \text{sen}(\beta t) + (\|\vec{U}_p\| \cos \alpha_p) t - \frac{\|\vec{U}_p\| \text{sen} \alpha_p}{\varphi} t \quad (2.22)$$

$$y(t) = \frac{\|\vec{U}_p\| \text{sen} \alpha_p}{\beta} \text{sen}(\beta t) \quad (2.23)$$

$$\theta(t) = \frac{mr \|\vec{U}_p\| \text{sen} \alpha_p}{\beta \varphi I_p} [\text{sen}(\beta t) - \beta t] + \dot{\theta}_0 t \quad (2.24)$$

O movimento do primeiro ponto de contato para o interior da superfície (direções x e y) é aproximado pelo movimento do centro de massa da partícula, dados por $x(t) + r_c \theta$ e $y(t)$. Dois tipos de corte são definidos, um para baixo ângulo e outro para alto ângulo de incidência. Para o primeiro caso o corte finaliza quando $y_t = 0$, enquanto para segundo tipo é considerado que a partícula finaliza o corte a uma determinada profundidade para a qual o movimento horizontal é interrompido ($dx/dt = 0$) devido à energia insuficiente para promover a deformação. As durações dos impactos para os dois casos, t^*_{1} e t^*_{2} , respectivamente, são determinadas pelas equações (2.25) e (2.26). Para o segundo caso foi considerado que $I_p \approx mr_c^2 / 2$ e $\theta_0 = 0$.

$$\beta t^*_1 = \pi \quad (2.25)$$

$$\cos(\beta t^*_2) = 1 - x / (3 \tan \alpha_p) \quad (2.26)$$

A transição entre os tipos de corte ocorre para $\alpha_p = \alpha_{pt} \equiv \tan^{-1}(\varphi/6)$, obtido através das equações (2.25) e (2.26). O volume de material removido por uma partícula w_p pode ser determinado a partir da integração do volume diferencial extraído da superfície, conforme indicado na equação (2.27).

$$w_p = b \int_0^{t^*} y d(x + r_c \theta) \quad (2.27)$$

A integração resulta nas equações (2.28) e (2.29).

$$w_p = \frac{m_p \|\bar{U}_p\|^2}{\xi \sigma_e \varphi} \left[\text{sen}(2\alpha_p) - \frac{6}{\varphi} \text{sen}^2 \alpha_p \right], \text{ para } \alpha_p < \alpha_{pt} \quad (2.28)$$

$$w_p = \frac{m_p \|\bar{U}_p\|^2}{\xi \sigma_e \varphi} \left[\frac{\varphi \cos^2 \alpha_p}{6} \right], \text{ para } \alpha_p \geq \alpha_{pt} \quad (2.29)$$

Se inúmeras partículas incidem na superfície, totalizando uma massa M_p , o volume total removido W_p pode ser determinado pelas equações (2.30) e (2.31). É considerando arbitrariamente que apenas 50% das partículas incidentes impactam de acordo com as considerações idealizadas do modelo. Adicionalmente, segundo dados experimentais de ensaios de abrasão e corte de metais, as constantes ξ e φ são aproximadas como sendo $\xi = 2$ e $\varphi = 2$ (FINNIE, 1960).

$$W_p \approx \frac{M_p \|\bar{U}_p\|^2}{8 \sigma_e} \left[\text{sen}(2\alpha_p) - 3 \text{sen}^2 \alpha_p \right], \text{ para } 0 < \alpha_p \leq 18,5^\circ \quad (2.30)$$

$$W_p \approx \frac{M_p \|\vec{U}_p\|^2}{24\sigma_e} [\cos^2 \alpha_p], \text{ para } 18,5^\circ \leq \alpha_p < 90^\circ \quad (2.31)$$

A ângulo de incidência da partícula que corresponde à erosão máxima, α_{pmax} , pode ser obtido pela determinação de α_p para $dW_p / d\alpha_p = 0$. Das condições impostas no modelo, $\alpha_{max} = 1/2 \tan^{-1} \varphi / 3$, o que resulta em $\alpha_{max} = 16,84^\circ$. O ângulo de transição para os dois tipos de cortes, $\alpha_{pt} = \tan^{-1}(\varphi/6)$, resulta em $\alpha_{pt} = 18,5^\circ$. Para o caso particular em que a partícula incide com ângulo próximo de α_{pmax} , o volume removido pode ser estimado pela razão entre 7,5% da energia cinética das partículas e a tensão de escoamento do material da superfície, como indicado na equação (2.32).

$$W_{pmax} \approx 0,075 \left(\frac{m_p \|\vec{U}_p\|^2}{2} \right) \frac{1}{\sigma_e}, \text{ para } \alpha_p \approx \alpha_{pmax} \quad (2.32)$$

Para baixos ângulos de incidência, menores do que 45° , o modelo de FINNIE (1960) representa satisfatoriamente os resultados de ensaios experimentais realizados posteriormente. Acima de 45° o modelo subestima o desgaste e prevê desgaste nulo para incidência normal ou rasante. Na Figura 2.12 é apresentado um comparativo entre o modelo e o resultado experimental em que partículas de carbeto de silício (SiC) com tamanho médio $125 \mu\text{m}$ colidem a uma velocidade de 150m/s em uma superfície de alumínio puro.

De acordo com FINNIE (1995), para ângulos de incidência muito pequenos a partícula atinge a superfície, forma uma cratera e deixa a superfície, conforme observado na curva (1) da Figura 2.12. Neste caso também pode ser observada a formação de um cavaco que é removido pela ação de sucessivos impactos. Na curva (2), para ângulos próximos à remoção máxima, a partícula é arrastada contra a superfície de maneira similar a uma ferramenta de corte, reproduzindo satisfatoriamente as condições impostas no modelo. Para ângulos próximos da incidência normal o modelo subestima o desgaste observado nos ensaios experimentais, conforme representado na curva (3), em que pode ser observada a

predominância da deformação superficial pelo deslocamento de material para as laterais do sulco formado.

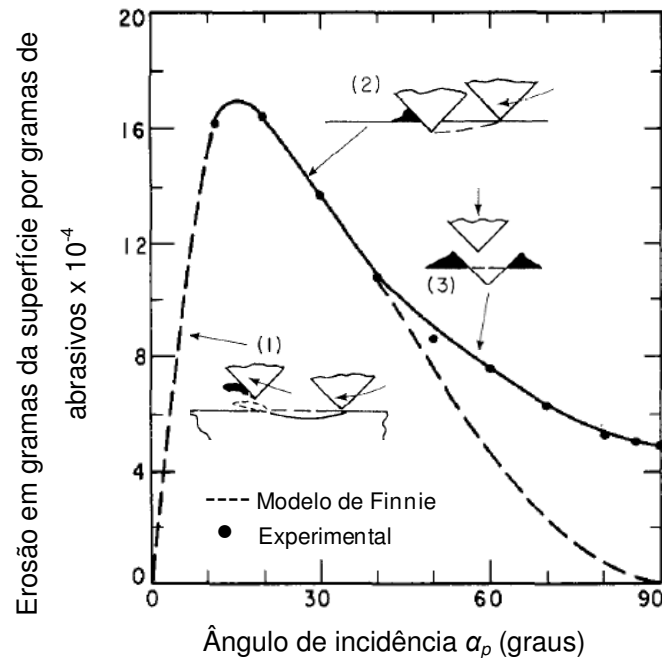


Figura 2.12 – Comparativo entre o modelo de Finnie e resultados experimentais para erosão de alumínio puro por partículas de SiC com tamanho médio $125\mu\text{m}$ com velocidade de 150m/s (Adaptado de FINNIE, 1972 e FINNIE, 1995)

O modelo foi complementado por BITTER (1963), que iniciou com a consideração básica da ocorrência simultânea do desgaste por corte, similar ao considerado por Finnie, e o desgaste por deformação. O desgaste por deformação, denotado por W_d , considera uma esfera elasticamente deformável incidindo em uma superfície plana provocando deformação elástica e, caso a energia seja suficiente para superar o limite elástico do material, causa também deformação plástica permanente. Utilizando a teoria de contato de Hertz, a velocidade mínima para que a superfície esteja na iminência de deformar plasticamente é utilizada para determinar a energia total transferida para deformar a superfície, que também é composta por uma parcela potencial elástica e outra parcela responsável pela deformação permanente. A velocidade de transição da deformação elástica para a plástica, \bar{U}_{el} , é determinada pela equação (2.33), em que σ_e é a tensão de escoamento do

material, ρ_p é a massa específica da esfera e E^* é o módulo de elasticidade reduzido (BITTER, 1963).

$$\|\vec{U}_{el}\| = 15,4\sigma_e^{5/2}(\rho_p)^{-1/2} E^* \quad (2.33)$$

Do balanço de energia da colisão, pode ser observado que a energia transferida no impacto, Ω , é diretamente proporcional à massa total de partículas incidentes, M_p , e ao quadrado da fração da velocidade de incidência da partícula \vec{U}_p que excede a velocidade correspondente ao limite elástico do material da superfície, \vec{U}_{el} (equação (2.34)).

$$\Omega \approx \frac{1}{2} M_p \|\vec{U}_p - \vec{U}_{el}\|^2 \quad (2.34)$$

O desgaste por deformação W_d é então determinado pela equação (2.35), resultando no volume removido de material da superfície. O fator de desgaste, ε , é definido como a quantidade de energia necessária para remover uma unidade de volume do material. A equação (2.35) só é válida se $\|\vec{U}_p\| \text{sen} \alpha_p \gg \|\vec{U}_{el}\|$. Se $\|\vec{U}_p\| \text{sen} \alpha_p < \|\vec{U}_{el}\|$, a remoção é nula devido ao fato de a colisão ocorrer no regime elástico.

$$W_d = \frac{M_p \left(\|\vec{U}_p\| \text{sen} \alpha_p - \|\vec{U}_{el}\| \right)^2}{2\varepsilon} \quad (2.35)$$

Para o desgaste provocado por corte, W_c , o modelo de BITTER (1963) resultou em resultados similares ao modelo de FINNIE (1960). Com a utilização do conceito de velocidade de transição e dissipação de energia, as equações para o volume removido devido ao corte estão indicadas nas equações (2.36) e (2.37).

$$W_c = \frac{M_p \left[\|\vec{U}_p\|^2 \cos^2 \alpha_p - k_1 \left(\|\vec{U}_p\| \text{sen} \alpha_p - \|\vec{U}_{el}\| \right)^{3/2} \right]}{2\varepsilon} \quad \text{para } \alpha_p \leq \alpha_{pt} \quad (2.36)$$

$$W_c = \frac{2M_p k_2 \left(\|\vec{U}_p\| \sin \alpha_p - \|\vec{U}_{el}\| \right)^2}{\|\vec{U}_p\| \sin \alpha_p^{1/2}} \left[\|\vec{U}_p\| \cos \alpha_p - \frac{2M_p k_2 \left(\|\vec{U}_p\| \sin \alpha_p - \|\vec{U}_{el}\| \right)^2}{\|\vec{U}_p\| \sin \alpha_p^{1/2}} \Phi \right], \alpha_p \geq \alpha_{pt} \quad (2.37)$$

As constantes k_1 e k_2 são obtidas pelas equações (2.38) e (2.39), respectivamente. O fator de desgaste por corte, Φ , representa a quantidade de energia necessária para remover uma unidade de volume da superfície desgastada, enquanto o ângulo α_p é determinado pelo modelo de FINNIE (1960).

$$k_1 = 0,82 \sigma_e^2 (\sigma_e / \rho_p)^{1/4} (E^*)^{-2} \quad (2.38)$$

$$k_2 = 0,288 (\rho_p / \sigma_e)^{3/4} / \sigma_e \quad (2.39)$$

Finalmente, o desgaste total W_t do modelo de BITTER (1963) é dado pela soma do desgaste por deformação e o desgaste por corte da superfície (equação (2.40)).

$$W_t = W_d + W_c \quad (2.40)$$

Na Figura 2.13 são apresentados os comparativos do modelo de BITTER com resultados experimentais para o desgaste de materiais dúcteis e frágeis. Na Figura 2.13a os resultados da erosão de uma superfície de cobre por partículas de carboneto de silício com tamanho médio 250 μ m e velocidade 107 m/s. O desgaste total W_t do modelo apresenta boa concordância com os resultados experimentais, o que também pode ser observado na Figura 2.13b, em que partículas com as mesmas especificações do ensaio anterior atingem uma superfície de aço SAE 1055. Neste caso, porém, o desgaste é crescente e atinge o máximo para a incidência normal. Este fato confirma que as propriedades mecânicas da superfície erodida exercem influência significativa no processo de remoção. Materiais dúcteis, como no caso da Figura 2.13a, são mais resistentes a impactos a altos ângulos

enquanto para materiais frágeis apresentam maior resistência para baixos ângulos (Figura 2.13b).

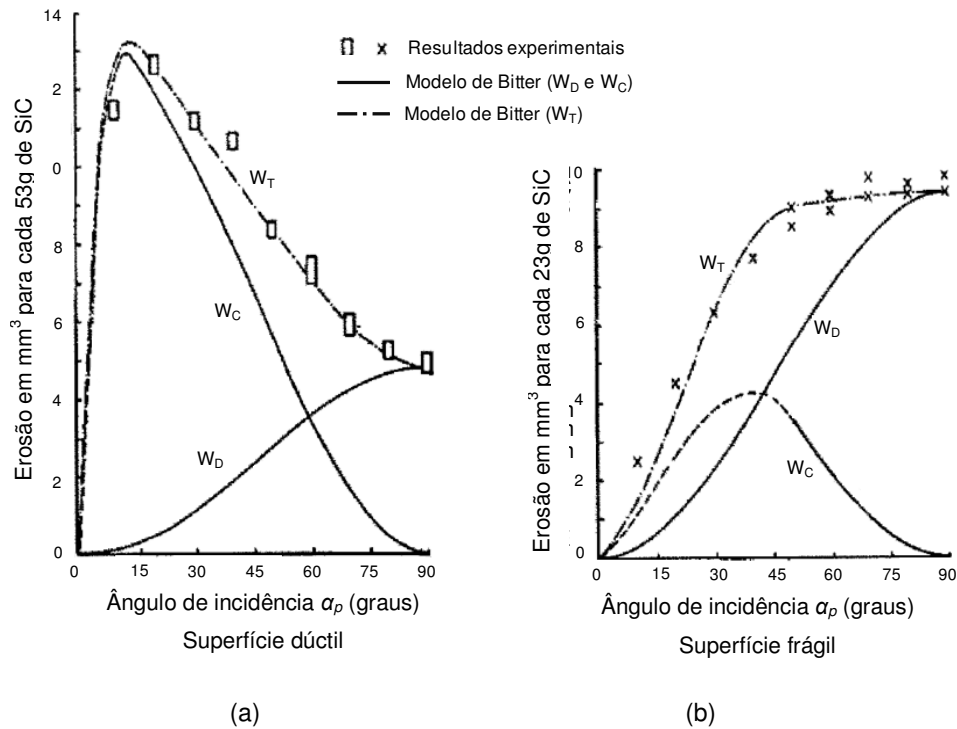


Figura 2.13 – Comparativo do modelo de Bitter com resultados experimentais para materiais dúcteis e frágeis: (a) Erosão do cobre por partículas de SiC com tamanho médio 250 μ m e velocidade 107 m/s (b) erosão do aço SAE 1055 pelas mesmas partículas (Adaptado de BITTER, 1963)

Quando os modelos de Finnie e Bitter são comparados, resultados muito semelhantes são observados quando a superfície desgastada é dúctil. Pelo fato de o modelo de Bitter considerar o efeito combinado do desgaste por deformação e corte, este não resulta em desgaste nulo para incidência normal, ao contrário do modelo de Finnie que considera apenas o desgaste por corte. Quando materiais frágeis são considerados, o modelo de Finnie desenvolvido especificamente para materiais dúcteis não é adequado enquanto o modelo de Bitter reproduz satisfatoriamente os resultados experimentais. Pode ser observado claramente na Figura 2.13b que quando o ângulo de incidência atinge 45°, o desgaste por deformação supera o desgaste por corte.

2.6 Efeito do tamanho de partículas no desgaste erosivo

De acordo com CLARK e HARTWICH (2001), o efeito do tamanho na erosão, em sua forma fundamental, deve incluir a medição do volume de material removido da superfície atingida por uma determinada massa de partículas. Segundo os autores, é difícil reproduzir em laboratório as mesmas condições de impacto para diferentes tamanhos de partículas. A dinâmica do escoamento do fluido pode provocar alterações nas direções e velocidades de impacto, afetando a quantidade de material removido. A uniformidade da geometria das partículas também é condição necessária para que os resultados não sejam afetados por esta variável.

Apesar da incerteza da reprodução exata das condições de impacto, o efeito do tamanho das partículas na erosão pode ser observado nos resultados de diversos ensaios experimentais, como no exemplo apresentado na Figura 2.14. Neste caso, MISRA e FINNIE (1981) avaliaram o efeito de partículas de carboneto de silício colidindo a 120 m/s em uma superfície de cobre. A erosão, definida como a razão entre a massa de material removido da superfície e a massa de partículas incidentes, aumenta para partículas com maiores diâmetros. Relações similares, porém para combinações específicas de material da superfície e diferentes tipos de erodentes, têm sido reportadas por diversos autores.

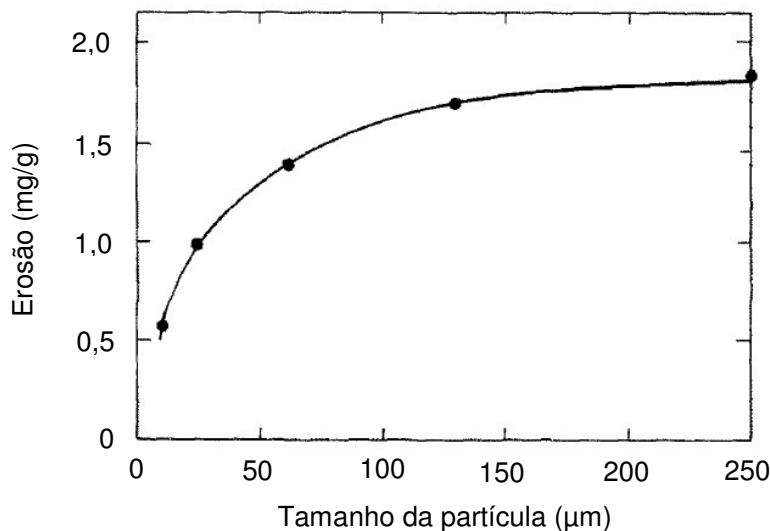


Figura 2.14 – Efeito do tamanho de partículas de carboneto de silício na erosão de uma superfície de cobre (Adaptado de MISRA e FINNIE, 1981)

Além dos ensaios experimentais, o efeito do tamanho para o impacto de uma única partícula pode ser observado indiretamente nos modelos teóricos de desgaste erosivo de FINNIE (1960) e BITTER (1963). Os modelos indicam que a remoção de material é mais pronunciada quando a energia cinética transferida no momento da colisão é maior. Assim, a partícula maior, que equivale à partícula com maior massa, provocará maior remoção. Esta afirmativa é válida somente se as demais condições de impactos forem inalteradas.

A massa total de partículas incidentes de um mesmo material pode ser composta por partículas com distribuição de tamanho uniforme ou dispersa. De acordo com os ensaios realizados por GHANDI e BORSE (2004), a adição de partículas finas com tamanho muito menor do que o tamanho médio da amostra resulta em redução significativa na perda de massa por erosão. No ensaio foram considerados dois fluidos erosivos compostos por água e partículas sólidas com tamanho uniforme e diâmetro médio 505 μm com concentrações em massa de 20% e 40%. Partículas menores do que 75 μm foram adicionadas em diferentes proporções (5%, 10%, 15%, 20% e 25% da massa total) e a perda de massa de uma amostra de ferro fundido foi medida durante um intervalo de 2h de colisões com ângulo de impacto de 30° e velocidade de 3,62 m/s.

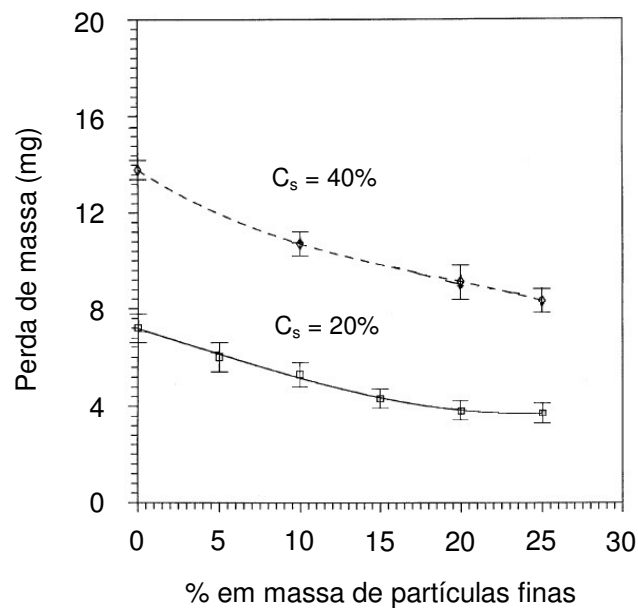


Figura 2.15 – Perda de massa de uma amostra de ferro fundido pela adição de partículas finas menores do que 75 μm em diferentes proporções (Adaptado de GHANDI e BORSE, 2004).

A redução de até 40% da perda de massa pela adição de particulado fino observado na Figura 2.15 é parcialmente atribuída ao aumento da viscosidade do fluido erosivo, à redução da velocidade de impacto na superfície atingida devido ao aumento das colisões entre partículas e ao provável acúmulo de particulado fino na região do impacto que resulta em efeito protetor ao desgaste (GHANDI e BORSE, 2004). A atribuição da redução da perda de massa devido ao aumento da viscosidade foi baseada nos ensaios de LEVY e HICKEY (1986) em que foi observada uma redução significativa de remoção quando uma mistura foi submetida ao ensaio de erosão a diferentes temperaturas. O aumento da viscosidade de 70 mPa.s para 110 mPa.s, devido à redução da temperatura, resultou em mais de 60% de redução da erosão de um aço inoxidável exposto a duas horas de ensaio.

O efeito do tamanho de partículas de carboneto de boro pode ser observado nos ensaios experimentais de WEICKERT *et al* (2011) para a hidroerosão da entrada de um canal de aço inoxidável CrNi18 com 120 μ m de diâmetro. O fluido utilizado foi óleo mineral com viscosidade 32mm²/s com uma concentração da fase sólida de 1%. Foi observado que partículas com granulometria F1200 (diâmetro de referência FEPA³ de 1 μ m a 10 μ m) resultam em maior taxa de remoção quando comparadas com partículas F3000 (diâmetro de referência 0,8 μ m). Conforme observado na Figura 2.16, a taxa de remoção, definida como a razão entre o aumento do fluxo interno do canal e o tempo de exposição ao fluido erosivo, foi cerca de 50% maior para as partículas maiores, sendo as demais condições de impacto mantidas constantes.

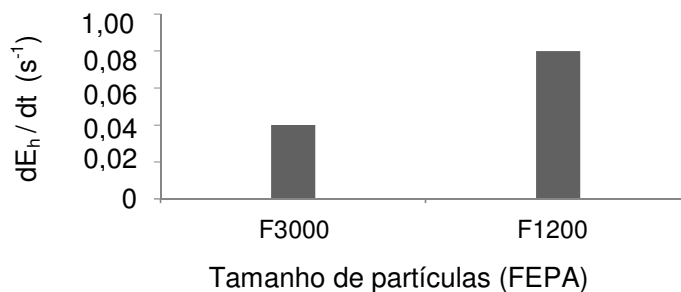


Figura 2.16 - Resultados numéricos e experimentais para o índice de arredondamento percentual para tamanhos variados de partículas (Adaptado de WEICKERT *et al*, 2011)

³ FEPA - Federation of European Producers of Abrasive Products

2.7 Efeito da geometria de partículas no desgaste erosivo

A geometria das partículas que compõem a fase sólida do fluido erosivo exerce influência significativa na taxa de remoção de material. Partículas com forma angulosa provocam maior taxa de remoção de material quando comparadas com partículas com forma aproximadamente esférica (DESALE *et al*, 2006). O erosivo com formato anguloso apresenta maior probabilidade de a remoção de material ser dada pelo mecanismo de corte, similar ao de uma ferramenta de usinagem (Figura 2.17 b). Se as mesmas condições de impacto forem mantidas, na incidência de uma partícula arredondada há a predominância da deformação e deslocamento de material da superfície e, conseqüentemente, menor taxa de remoção de material (Figura 2.17 a).

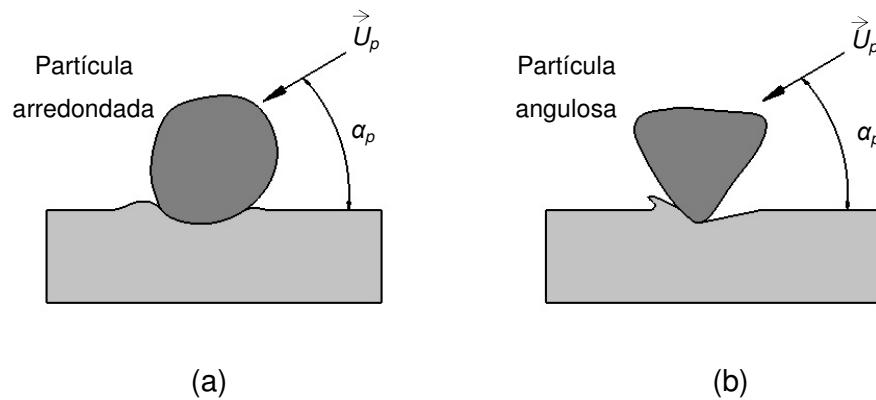


Figura 2.17 – Mecanismo de remoção e deformação de material da superfície pelo impacto de (a) partícula arredondada e (b) partícula angulosa

Apesar da dificuldade de caracterizar quantitativamente a geometria através de um único parâmetro, inúmeros fatores de forma têm sido utilizados para incluir esta variável na avaliação do processo de remoção. Um dos parâmetros numéricos mais utilizados é o fator de circularidade, definido como a razão entre a área da projeção bidimensional da partícula A_{2D} e a área correspondente do círculo que possui o mesmo perímetro da partícula P_p . Em termos destas quantidades, o fator de circularidade é definido conforme indicado na equação (2.41).

$$f_c = \frac{4\pi A_{2D}}{P_p^2} \quad (2.41)$$

De acordo com a Figura 2.18, o fator de circularidade reduz conforme a partícula se torna irregular e aumenta quando a projeção da partícula se aproxima da forma circular, atingindo o valor máximo para um círculo ($f_c=1$). O fator de circularidade é sensível ao aumento da irregularidade no contorno da partícula, mesmo quando a projeção da partícula possui formato próximo de um círculo.

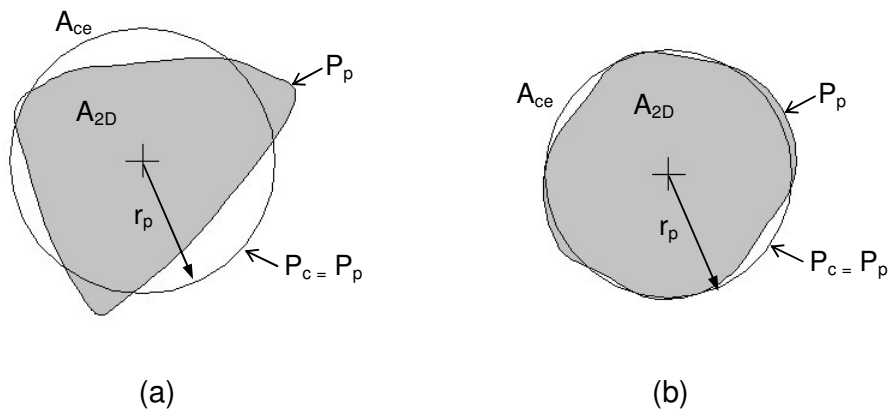


Figura 2.18 – Parâmetros para fator de circularidade (a) partícula angular (b) partícula arredondada

DESALE *et al* (2006) utilizou o fator de circularidade para caracterizar a geometria de partículas de quartzo, alumina e carboneto de silício na erosão de uma superfície de alumínio para ângulos de incidência de 0° a 90°.

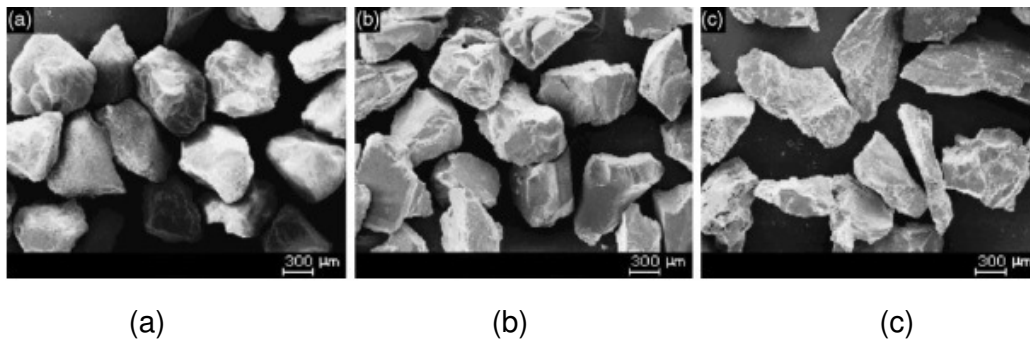


Figura 2.19 – Imagem MEV de partículas de (a) quartzo, (b) carboneto de silício e (c) alumina (Adaptado de DESALE *et al*, 2006)

Os fatores de circularidade médios \bar{f}_c , considerando uma amostra de 15 partículas de cada tipo (Figura 2.19), resultaram em $\bar{f}_c = 0,37$, $\bar{f}_c = 0,47$ e $\bar{f}_c = 0,72$ para alumina, carboneto de silício e quartzo, respectivamente. Conforme observado nos resultados da Figura 2.20, as partículas de alumina, cujo fator de circularidade médio é maior, resultaram em menor erosão pelo mecanismo de remoção por corte quando comparadas com as demais. O efeito é mais pronunciado para ângulos de incidência entre 15° e 30°.

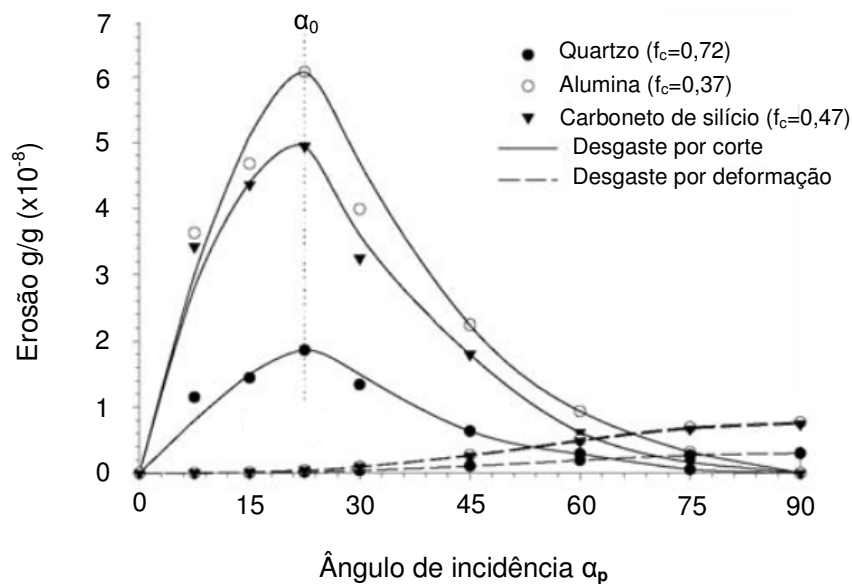


Figura 2.20 – (a) Resultados do desgaste por corte e por deformação de uma superfície de alumínio por impacto de partículas de quartzo, alumina e carboneto de silício (Adaptado de DESALE *et al*, 2006)

DESALE *et al* (2006) observou também, através da comparação entre o impacto de partículas com geometrias angulosas e idealmente esféricas, que há uma tendência de o raio efetivo de contato ser menor para o erosivo irregular submetido às mesmas condições de carregamento. Assim, maior energia cinética será transferida por unidade de área, resultando em maior densidade de energia disponível para a deformação da superfície (Figura 2.21).

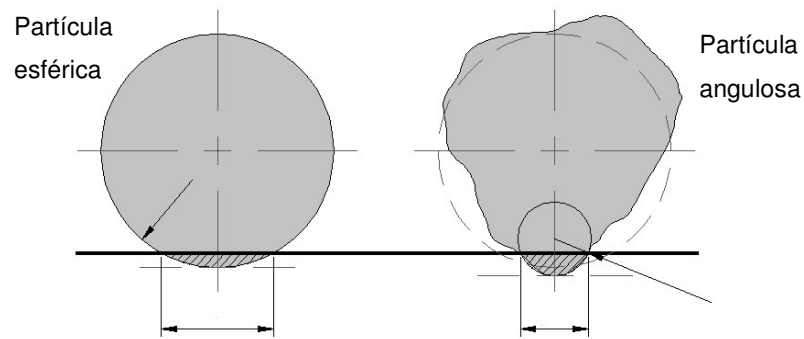


Figura 2.21 – Comparativo entre áreas de contato para partícula esférica e angulosa (Adaptado de DESALE *et al*, 2006)

HAMBLIN e STACHOWAK (1996) desenvolveram um parâmetro de ponta denominado SPQ (*Spike Parameter - Quadratic fit*) com potencial para quantificar numericamente a angulosidade através da detecção de geometrias favoráveis para o corte. Conforme ilustrado na Figura 2.22, estas geometrias, denominadas pontas, são quantificadas pelo cosseno do ângulo de abertura γ , resultando em um valor numérico elevado para a ponta quando o ângulo é reduzido. O arredondamento da ponta também é considerado para a determinação de γ através da aproximação polinomial da geometria da borda. No exemplo ilustrado na Figura 2.22, $\cos \gamma_1 > \cos \gamma_2 > \cos \gamma_3$, sendo a primeira ponta considerada mais favorável para a remoção por corte.

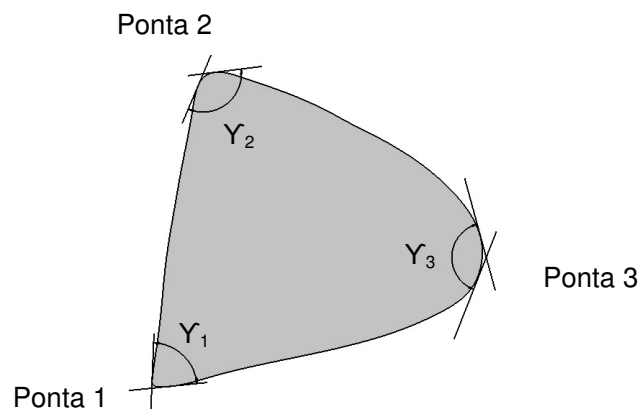


Figura 2.22 – Projeção bidimensional de uma partícula com identificação das pontas e respectivos ângulos de abertura

O cálculo de SPQ consiste primeiramente na determinação do centroide, O, da projeção bidimensional da partícula. O raio médio r_m é definido como a média aritmética dos módulos dos vetores com origem no centroide direcionados para cada ponto da borda da partícula. As áreas fora do círculo com centro em O e com raio r_m , constituem as pontas, conforme ilustrado na Figura 2.23. Para cada região é definido um valor de ponta sv_i (*spike value*), determinado de acordo com a equação (2.42), em que o índice i representa o número da ponta e γ_i é denominado ângulo de abertura da ponta.

$$sv_i = \cos\left(\frac{\gamma_i}{2}\right) \quad (2.42)$$

O ângulo γ_i é determinado pela soma do ângulo central δ_i e dos ângulos laterais α_{Si} e α_{Ei} (Figura 2.24). O ângulo β_i é determinado através dos segmentos SM e EM, sendo o ponto M a maior distância entre o centroide e qualquer ponto da borda da ponta correspondente r_{pi} . Os pontos S e E correspondem ao início e fim dos pontos que constituem a ponta.

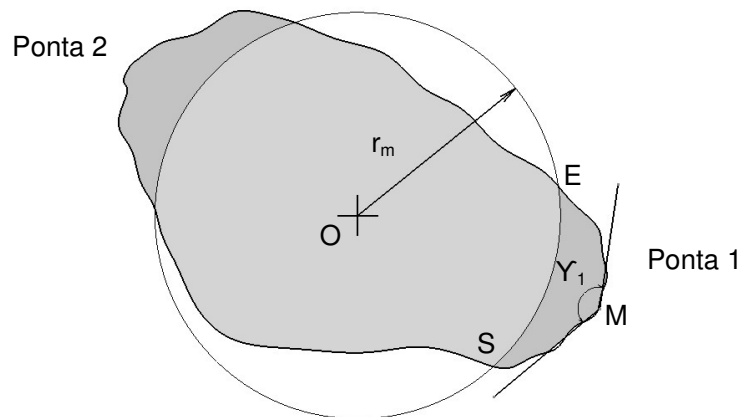


Figura 2.23 – Parâmetros para determinação do parâmetro SPQ (Adaptado de HAMBLIN e STACHOWAK, 1996)

As curvas entre os segmentos SM e EM são aproximados como funções polinomiais $y_{Si}(x_{Si})$ e $y_{Ei}(x_{Ei})$, conforme ilustrado na Figura 2.24, que representa o detalhe ampliado da Ponta 1 da Figura 2.23. As derivadas das funções polinomiais no ponto M, que determinam as inclinações das retas tangentes às curvas no ponto, permitem a determinação dos ângulos α_{Si} e α_{Ei} (equações (2.43) e (2.44)).

$$\alpha_{Si} = \text{tg}^{-1} \left(\left. \frac{dy_{Si}}{dx_{Si}} \right|_{(x_{Si})_M} \right) \quad (2.43)$$

$$\alpha_{Ei} = \text{tg}^{-1} \left(\left. \frac{dy_{Ei}}{dx_{Ei}} \right|_{(x_{Ei})_M} \right) \quad (2.44)$$

Quando mais aguda for a ponta ou, equivalentemente, quanto menor seu ângulo de abertura ($\gamma_i = \alpha_{Si} + \delta_i + \alpha_{Ei}$), maior será o valor da ponta (sv_i), o que caracteriza uma ponta mais favorável para o mecanismo de remoção por corte.

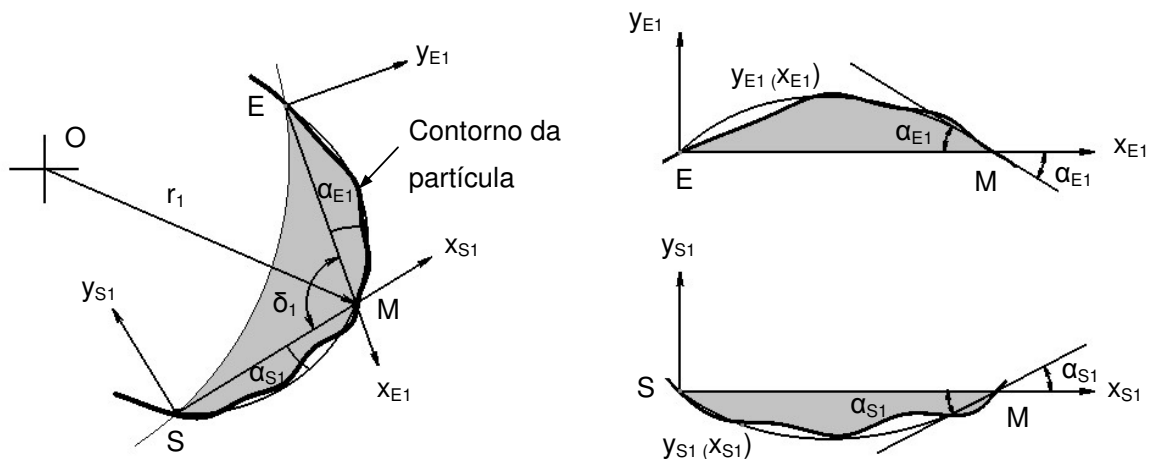


Figura 2.24 – Detalhe da Ponta 1 da Figura 2.22 (Adaptado de HAMBLIN e STACHOWAK, 1996)

O valor de SPQ é determinado de acordo com a equação (2.45). Este parâmetro apresentou resultados consistentes nos ensaios realizados para avaliar o

desgaste abrasivo provocado por grupos de partículas com geometrias distintas (HAMBLIN e STACHOWAK, 1996)

$$SPQ = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n sv_i \quad (2.45)$$

3 METODOLOGIA

3.1 Descrição

Bicos injetores do tipo VCO (*Valve Covered Orifice*), cujas características geométricas são apresentadas no item 3.2.2, foram selecionados para avaliação da variação da eficiência do fluido erosivo da usinagem por hidroerosão sem renovação de partículas. Este bico injetor é produzido na planta industrial da Robert Bosch em Curitiba.

Na Figura 3.1 é apresentada a sequência utilizada para determinação da influência da concentração, distribuição de tamanho e geometria das partículas na taxa de remoção de material do canal do bico injetor.

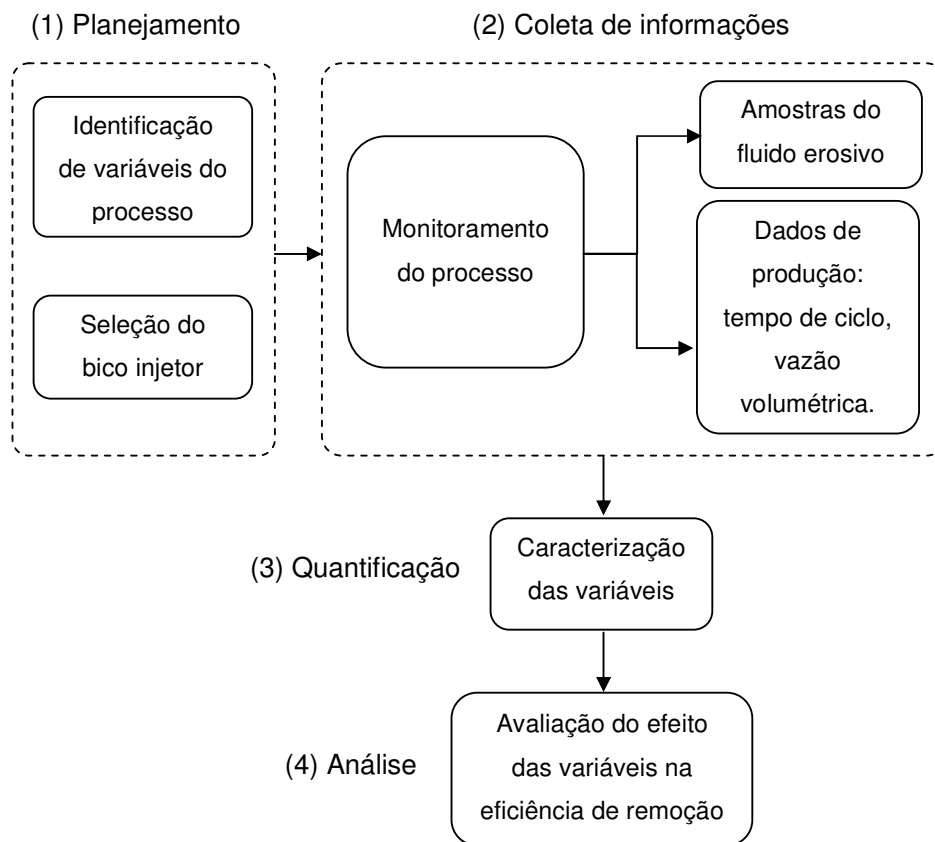


Figura 3.1 – Principais etapas da análise do processo de usinagem por hidroerosão de um bico injetor produzido na Robert Bosch – unidade Curitiba

Na etapa de planejamento foram identificadas as principais variáveis do processo, agrupadas conforme apresentado na Tabela 3.1. Uma análise preliminar, cujos resultados podem ser observados no artigo apresentado no APÊNDICE A, foi utilizada como referência para a etapa de planejamento. A referência teve caráter qualitativo, já que outros tipos de bicos injetores foram produzidos e as propriedades do fluido erosivo e parâmetros do processo não eram equivalentes aos selecionados para análise neste trabalho. No entanto, a análise preliminar confirmou a queda de eficiência e possibilitou a adequação de parâmetros de monitoramento, tais como aumento do intervalo monitorado de uso do fluido erosivo sem renovação de partículas, seleção de um único tipo de bico injetor para monitoramento e avaliação das partículas perdidas no processo de enxágue.

3.2 Variáveis do processo

As distribuições de tamanho, geometria e concentrações de partículas sólidas foram quantificadas para obtenção de correlação destas variáveis com a taxa de remoção de material para diferentes tempos de utilização do fluido erosivo. As propriedades reológicas do fluido foram também determinadas para caracterizar a natureza e regime de escoamento do fluido, informações que serão utilizadas para formulação de hipóteses a respeito das interações hidrodinâmicas entre as fases e as condições de impacto das partículas no processo de remoção.

Durante o período monitorado todas as condições de operação, como pressão e temperatura, foram mantidas constantes. Como apenas um tipo de bico injetor foi avaliado, os diâmetros, ângulos de posição, comprimento e quantidade dos canais de injeção foram considerados constantes. Dos dados de produção do período monitorado foram extraídos os tempos de arredondamento e foram então determinadas as taxas de remoção para diferentes tempos de utilização do mesmo fluido erosivo. Finalmente, as condições de impacto (velocidade e ângulo de incidência) foram estimadas a partir de aproximações baseadas nas considerações dos fundamentos do escoamento bifásico. A velocidade de impacto das partículas \vec{U}_p foi considerada constante e o ângulo de incidência α_p foi estimado de acordo com o nível de acoplamento entre partícula e fluido. O mecanismo preferencial de remoção foi estimado a partir do ângulo de incidência, sendo classificado como corte

ou deformação. O detalhamento do método de obtenção das variáveis e considerações sobre as hipóteses simplificadoras serão apresentadas nas próximas seções deste capítulo.

Tabela 3.1 - Classificação e métodos de análise para as principais variáveis do processo

Classificação	Variáveis do processo	Método de análise / determinação
Variáveis observadas e quantificadas após o período de monitoramento	Taxa de remoção de material pela usinagem por hidroerosão (ou taxa de arredondamento, dE_h/dt)	Obtida pelo software de gerenciamento de produção do equipamento no período monitorado
	Distribuição de tamanho das partículas	Espectrometria a laser
	Concentração de sólidos, ϕ_p	Centrífuga
	Geometria das partículas	Ferramenta computacional desenvolvida no Matlab
	Viscosidade do fluido (com e sem partículas: μ_f, μ_{fE})	Viscosímetro de taxa controlada
Constante	Propriedades mecânicas do abrasivo	Dados do fabricante
Constante (mesmo bico injetor)	Diâmetro, ângulo de posição, comprimento e quantidade de canais do bico injetor	Dados do fabricante
	Rugosidade superficial dos canais de injeção do bico injetor	Dados do processo de eletroerosão
	Propriedades mecânicas do material do bico injetor	Dados do fabricante
Constante (mesmo equipamento e bico injetor)	Pressão e temperatura do processo	Dados do processo
Considerado constante (hipótese)	Velocidade de impacto das partículas, U_p	Hipóteses simplificadoras baseadas nos fundamentos do escoamento bifásico e modelos teóricos da erosão
Variável estimada e classificada como alto ou baixo ângulo	Ângulo de incidência das partículas, α_p	Estimado a partir do nível de acoplamento entre as fases
Variável estimada e classificada como corte ou deformação	Mecanismo de remoção de material	Estimado a partir do ângulo de incidência das partículas

3.3 Monitoramento do processo de hidroerosão

Um bico injetor do tipo VCO (*Valve Covered Orifice*), cujas especificações são apresentadas na seção 3.2.2, foi monitorado por um período total correspondente a 150 horas de usinagem por hidroerosão. Durante o período não houve adição de partículas abrasivas e todas as condições de operação, descritas na seção 3.2.1,

foram mantidas constantes. Todos os dados foram coletados do painel de controle do equipamento e são apresentados detalhadamente na seção 3.2.3.

No equipamento em que foi realizado o monitoramento, inúmeros tipos de bicos injetores são produzidos em lotes com quantidades variadas, sendo as quantidades produzidas dos lotes e o sequenciamento de produção definidos pela demanda interna de produção. A estratégia de monitoramento consistiu no acompanhamento dos dados de produção de um único tipo de bico injetor produzido em cinco lotes distintos.

3.3.1 Equipamento

O processo de usinagem por hidroerosão foi realizado em um equipamento específico instalado na planta da Robert Bosch em Curitiba. O equipamento é composto por uma unidade de eletroerosão para abertura dos canais e uma unidade de hidroerosão, representada no diagrama de processo da Figura 3.2.

A unidade de hidroerosão é composta por estações de medição de fluxo (estação 1), usinagem por hidroerosão (estação 2), enxágue (estação 3) e medição final de fluxo (estação 4).

O bico injetor é transferido automaticamente da estação de eletroerosão para a estação 1 da unidade de hidroerosão, onde é realizada a medição do fluxo volumétrico através do escoamento de óleo de medição com características reológicas similares ao óleo diesel. Após a leitura do fluxo, o bico injetor é transferido automaticamente para a estação 2 em que é realizado o processo de usinagem por hidroerosão. Nesta etapa o fluido erosivo é bombeado em circuito fechado até que o fluxo volumétrico no canal atinja o valor de especificação, sendo então transferido para a terceira estação. Nesta, denominada estação de enxágue (estação 3), o óleo reaproveitado das estações de medição escoar no interior dos canais para eliminar excesso de partículas aderidas às paredes internas dos canais. Estas partículas ficam acumuladas no tanque de enxágue (tanque 3) e seu retorno para o circuito de enxágue é bloqueado pelo filtro instalado na tubulação de retorno. A última etapa, realizada na estação 4, consiste na medição final do fluxo volumétrico com o mesmo óleo de medição utilizado na primeira estação.

Na estação de usinagem por hidroerosão (estação 2), a pressão é mantida constante na entrada do canal principal do bico injetor, conforme ilustrado na Figura 3.2. Uma bomba do tipo diafragma é utilizada para manter a pressão especificada. Um sistema misturador mantém as partículas sólidas do fluido erosivo em suspensão no tanque, evitando a decantação. A temperatura no tanque é mantida a 25°C através de um trocador de calor com circulação interna de água resfriada.

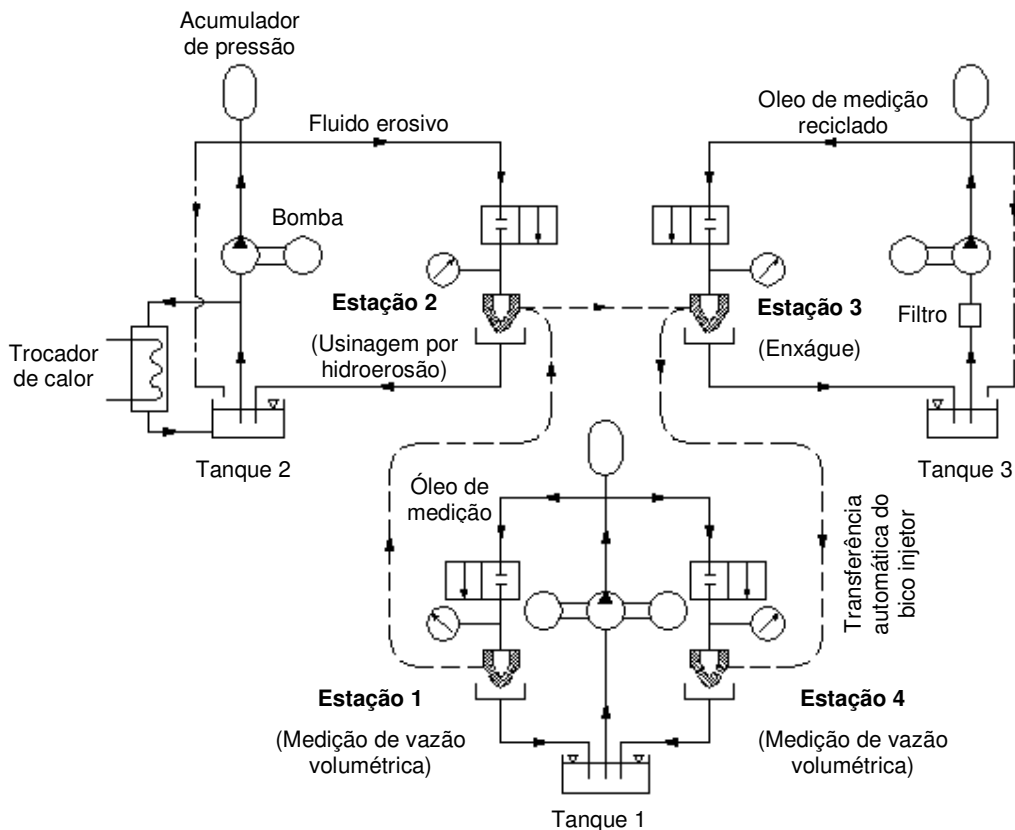


Figura 3.2 - Diagrama das estações do processo de usinagem por hidroerosão

3.3.2 Bico injetor

As principais dimensões do bico injetor selecionado para avaliação estão indicadas na seção transversal da Figura 3.3. O bico injetor possui um canal principal com diâmetro d_b e é composto por N_c canais de injeção obtidos pelo processo de eletroerosão a fio. Os canais de injeção possuem diâmetros de saída $d_{1(s)}$ e $d_{2(s)}$, que correspondem aos diâmetros antes e após a usinagem por

hidroerosão, respectivamente. Equivalentemente, $d_{1(e)}$ e $d_{2(e)}$ correspondem aos diâmetros da entrada do canal, antes e após a usinagem. Os canais possuem formato cônico com índice de conicidade, k_d , igual a 2. Os diâmetros de entrada, antes e após a usinagem por hidroerosão, são 2% maiores do que os respectivos diâmetros de saída. O raio de arredondamento da entrada, r_{he} , obtido após o final do processo, pode ser também identificado na Figura 3.3.

A inclinação dos canais de injeção é definida pelo ângulo de posição vertical ψ_v , sendo este o ângulo entre a linha de centro do canal de injeção e a linha de centro do canal principal do bico injetor (direção z), conforme indicado na Figura 3.3. Os N_c canais de injeção estão uniformemente distribuídos na seção transversal do canal principal, formando entre si um ângulo de posição radial ψ_r , sendo $N_c \psi_r = 2\pi$. O material do bico injetor é o aço AISI E 52100 temperado e revenido.

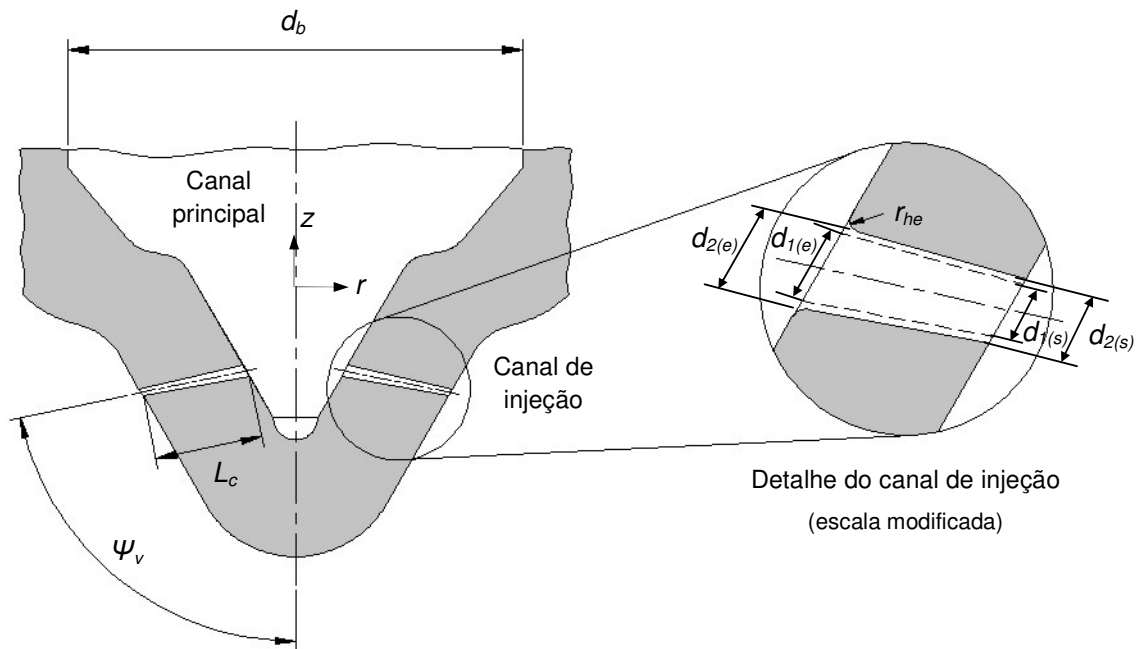


Figura 3.3 – Geometria do bico injetor selecionado para o monitoramento

3.3.3 Intervalos de monitoramento

Cinco intervalos de monitoramento ($i=1,2,..5$), indicados no diagrama da Figura 3.4, representam cinco lotes de produção do mesmo bico injetor para diferentes tempos de usinagem por hidroerosão.

Os instantes $t'_{0(i)}$ e $t'_{1(i)}$ representam, respectivamente, o início e o fim do lote de produção i do bico injetor selecionado para análise. Para cada lote foram definidos os intervalos de monitoramento para os quais os dados produtivos foram coletados. Cada intervalo corresponde ao período entre $t_{0(i)}$ e $t_{1(i)}$, que indicam os instantes de início e fim do intervalo de monitoramento do lote i , respectivamente.



Figura 3.4 – Diagrama de produção dos bico injetores durante período de monitoramento

Os instantes $t_{a(i)}$ correspondem aos tempos de hidroerosão em que as amostras do fluido erosivo foram coletadas. Os intervalos de monitoramento $\Delta t_i = t_{1(i)} - t_{0(i)}$ foram mantidos constantes ($\Delta t_i \approx 164$ minutos), sendo definidos a partir do instante de coleta das amostras como $t_{0(i)} = t_{a(i)} - (\Delta t_i / 2)$ e $t_{1(i)} = t_{a(i)} + (\Delta t_i / 2)$.

O tempo de usinagem por hidroerosão, t_h , indicado no diagrama da Figura 3.4, corresponde à soma dos tempos unitários de usinagem, t_r , de cada bico injetor j produzido. Seu valor máximo, que corresponde ao tempo total de uso do fluido erosivo, corresponde ao término do quinto intervalo de monitoramento ($t_{h(max)} = t_{1(5)} = 153,3$ horas), conforme indicado na equação (3.1).

$$t_{h(max)} = \sum_{j=1}^{N_i} t_{r(j)} \quad (3.1)$$

Como o tempo t_h quantifica o tempo de uso do fluido erosivo, o tempo unitário de usinagem de todos os bicos injetores N_i produzidos no período, inclusive aqueles que não correspondem ao tipo de bico injetor selecionado para avaliação, são considerados.

Foi convencionado $t_h = 0$ para o início da produção no equipamento após a limpeza do tanque da estação de usinagem por hidroerosão (tanque 2 da Figura 3.2) e troca completa do fluido erosivo. Neste instante, tanto as partículas abrasivas como o óleo são considerados como em estado de fornecimento. Importante observar que nos intervalos definidos por $t'_{1(i)}$ e $t'_{0(i+1)}$, que correspondem ao final do lote i e início do lote $i+1$, respectivamente, outro tipo de bico injetor foi produzido, porém nenhuma intervenção foi realizada no fluido erosivo e seus respectivos tempos unitários são computados apenas para caracterizar o tempo de usinagem por hidroerosão.

Os intervalos de monitoramento, em termos das quantidades de bicos injetores N_i produzidos em cada intervalo e do tempo unitário de hidroerosão $t_{r(j)}$ dos bicos injetores produzidos no período, são definidos conforme equação (3.2)

$$\Delta t_i = t_{1(i)} - t_{0(i)} = \sum_{j=i}^{N_i} t_{r(j)} \quad (3.2)$$

Na Tabela 3.2 são apresentados os dados de monitoramento para as amostras FE1 a FE5. Para cada amostra estão indicados o início e fim do período monitorado, bem como o instante de coleta da amostra e quantidade produzida no período.

Tabela 3.2 – Dados gerais do monitoramento das amostras FE1 a FE5

Intervalo monitorado	Amostra coletada em $t_{a(i)}$	Intervalo de monitoramento			
		Início (h)	Coleta da amostra (h)	Fim (h)	Tempo (min)
		$t_{0(i)}$	$t_{a(i)}$	$t_{1(i)}$	$\Delta t_{(i)}$
i = 1	FE1	48,7	50,1	51,4	164
i = 2	FE2	56,4	57,7	59,1	164
i = 3	FE3	61,6	62,9	64,3	164
i = 4	FE4	68,3	69,7	71,0	164
i = 5	FE5	150,5	151,9	153,3	164

3.3.4 Indicadores de eficiência do processo

O tempo unitário de usinagem por hidroerosão t_r ou, de forma equivalente, o tempo em que o fluido erosivo passa pelos canais de injeção de um bico injetor provocando o arredondamento, é condicionado ao atingimento do fluxo volumétrico especificado para o bico injetor. O tempo médio de usinagem por hidroerosão $\bar{t}_{r(i)}$ de um lote i de bicos injetores é definido pela equação (3.3), sendo N_i a quantidade de bicos injetores produzidos no lote:

$$\bar{t}_{r(i)} = \frac{1}{N_i} \sum_{j=1}^{N_i} t_{r(j)} \quad (3.3)$$

Se $Q_{1(j)}$ corresponde ao fluxo medido imediatamente antes do início do processo de usinagem por hidroerosão do bico injetor j e $Q_{2(j)}$ é o fluxo atingido após o processamento, o bico injetor será considerado aprovado se $Q_{\min} \leq Q_{2(j)} \leq Q_{\max}$, sendo Q_{\min} e Q_{\max} os limites inferior e superior de especificação do fluxo volumétrico, respectivamente. O arredondamento do bico injetor j , que

corresponde ao aumento percentual do fluxo volumétrico depois de transcorrido o tempo de usinagem por hidroerosão $t_{r(j)}$, é quantificado pela equação (3.4):

$$E_{h(j)} = \frac{Q_{2(j)} - Q_{1(j)}}{Q_{1(j)}} 100 \quad (3.4)$$

Para cada intervalo de monitoramento i , o arredondamento médio do intervalo é dado pela equação (3.5):

$$\bar{E}_{h(i)} = \frac{1}{N_i} \sum_{j=1}^{N_i} \left(\frac{Q_{2(j)} - Q_{1(j)}}{Q_{1(j)}} \right) 100 \quad (3.5)$$

A taxa média de arredondamento de um lote de produção i ou, equivalentemente, a velocidade média com que o fluxo especificado é atingido, é dado pela equação (3.6):

$$\frac{d\bar{E}_{h(i)}}{dt} = \frac{1}{N_i} \sum_{j=1}^{N_i} \left(\frac{Q_{2(j)} - Q_{1(j)}}{Q_{1(j)}} \frac{100}{t_{r(j)}} \right) \quad (3.6)$$

3.4 Amostras do fluido erosivo

Cinco amostras do fluido erosivo foram coletadas do tanque da estação de usinagem por hidroerosão (estação 2 da Figura 3.2) para diferentes tempos de uso do fluido erosivo. As amostras do fluido erosivo foram coletadas para os tempos de hidroerosão correspondentes a 50,1 horas (amostra FE1), 57,7 horas (amostra FE2), 62,9 horas (amostra FE3), 69,7 horas (amostra FE4) e 151,9 horas (amostra FE5). Cada amostra do fluido erosivo representa o respectivo período de monitoramento. Uma amostra de partículas em estado de fornecimento ($t_h = 0$) foi também coletada para caracterização do tamanho. Após o período analisado ($t_h > 153,3h$), uma amostra do tanque de enxágue (estação 3 da Figura 3.2) foi coletada para caracterizar as partículas acumuladas nesta etapa do processo. Os instantes de coletas das amostras estão ilustrados esquematicamente no diagrama da Figura 3.5.

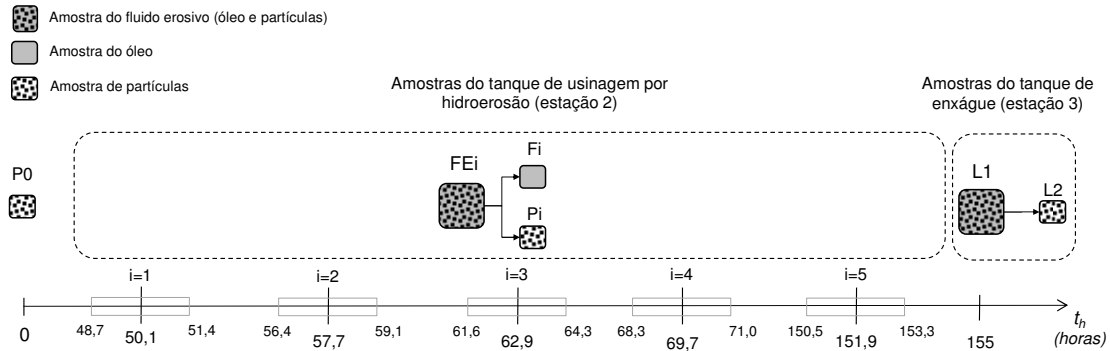


Figura 3.5 – Diagrama esquemático dos instantes de coleta das amostras do fluido erosivo

As cinco amostras contendo 1000 ml de fluido erosivo foram divididas em duas partes iguais, sendo uma para determinação das propriedades reológicas e físicas do fluido erosivo (FE1 a FE5) e outra, submetida ao processo de filtragem, para caracterização do óleo e das partículas sólidas. Da filtragem resultaram as amostras F1 a F5 contendo aproximadamente 400 ml de óleo e as amostras P1 a P5 contendo 200 gramas de partículas de B₄C. A amostra de partículas coletada no início do monitoramento foi denominada P0. Uma amostra do fluido erosivo do tanque de enxágue (estação 3 da Figura 3.2) foi coletada ao término do período analisado. Esta amostra, denominada FEL1, foi filtrada e o óleo de enxágue foi descartado. Através de processo de filtragem desta amostra foi obtida a amostra de partículas denominada PL1. Na Tabela 3.3 é apresentado um resumo das amostras coletadas e as respectivas denominações.

O procedimento de separação das fases fluida (óleo) e sólida (partículas de carbeto de boro - B₄C) das amostras do fluido erosivo consistiu no processo de filtragem por sucção. As amostras do fluido erosivo foram inseridas em um béquer com uma abertura na parte inferior, onde uma membrana de celulose posicionada. As partículas, cujos tamanhos estão em sua maioria na faixa de 1 µm a 10 µm, ficaram retidas na membrana e o óleo acumulado em um frasco *Kitasato* conectado a uma bomba de vácuo.

Tabela 3.3 – Nomenclatura das amostras coletadas

Amostra	Lote (i)	Instante de coleta $t_{a(i)}$	Local da coleta	Tipo	Quantidade
FE1	1	50,1	Tanque de usinagem por hidroerosão (tanque 2)	Fluido erosivo	500 ml
FE2	2	57,7			
FE3	3	62,9			
FE4	4	69,7			
FE5	5	151,9			
F1 a F5	1 a 5	-	Filtragem das amostras FE1 a FE5	Óleo	~400 ml
P0	-	0	Partículas em estado de fornecimento	Partículas	~200 g
P1 a P5	1 a 5	-	Filtragem das amostras FE1 a FE5	Partículas	~200 g
FEL1	-	155 h	Tanque de enxágue (tanque 3)	Fluido erosivo	~250 ml
PL1	-	-	Filtragem da amostra FEL1	Partículas	~10 g

O fluido erosivo foi caracterizado pela concentração volumétrica de sólidos, densidade e viscosidade. Adicionalmente, hipóteses simplificadoras foram impostas para as condições de impacto das partículas nas paredes do canal, baseadas nas considerações sobre a natureza do fluido, regime de escoamento e interações hidrodinâmicas.

3.4.1 Concentração volumétrica de sólidos

A concentração volumétrica de sólidos das amostras do fluido erosivo FE1 a FE5 foram obtidas utilizando uma centrífuga de bancada da marca *Heraeus*, modelo *Megafuge 1.0*. A centrifugação acelera o processo de separação das fases devido ao surgimento de um campo de força centrífuga gerado pela alta velocidade de rotação, o que provoca um aumento da velocidade de decantação dos sólidos.

A concentração volumétrica de partículas, ϕ_p , definida em termos do volume total de sólidos, V_s , e o volume total do fluido erosivo, V_T , é dada pela equação (3.7):

$$\phi_p = \frac{V_s}{V_T} \quad (3.7)$$

Amostras de 100 ml foram inseridas em tubos de vidro graduados fixados no suporte do equipamento. A concentração volumétrica de cada amostra foi determinada após um tempo total de 20 minutos de medição a 2700 rpm. Após 10 minutos as amostras foram reposicionadas no interior da centrífuga (posição oposta a 180°) para manter maior uniformidade na superfície de separação entre as fases. A medição da concentração em volume de sólidos é então obtida pela leitura da altura da fase sólida decantada após a centrifugação.

3.4.2 Densidade do fluido erosivo

As amostras do fluido erosivo FE1 a FE5 foram agitadas por cinco minutos e adicionadas em recipientes com volume conhecidos. Através da medição da massa das amostras em uma balança com precisão 0,0001g foram determinadas as respectivas densidades. Em termos da massa total da amostra, composta por uma massa conhecida de partículas, $m_{p(FE)}$, e uma massa de fluido, $m_{f(FE)}$, a densidade do fluido erosivo ρ_{FE} é dada pela equação (3.8):

$$\rho_{FE} = \frac{m_{p(FE)} + m_{f(FE)}}{V_T} \quad (3.8)$$

3.4.3 Viscosidade do fluido erosivo

A viscosidade do fluido erosivo para cada amostra foi obtida utilizando um viscosímetro rotativo de cilindros coaxiais do tipo taxa controlada e sensor tipo Searle (Figura 3.6). As medições foram realizadas no Laboratório de Ciências Térmicas (LACIT) da UTFPR, sendo as amostras mantidas a 25°C, temperatura

correspondente à temperatura de operação do processo de usinagem por hidroerosão.

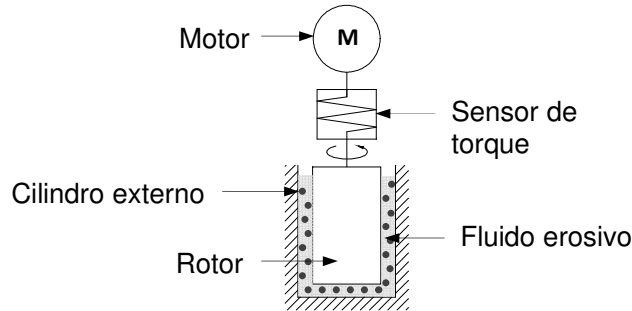


Figura 3.6 – Viscosímetro rotativo de cilindros coaxiais para medição da viscosidade do fluido erosivo (amostras FE1 a FE5)

As amostras do fluido erosivo foram submetidas às medições das viscosidades imediatamente após o procedimento de agitação manual por 5 minutos para garantir homogeneização do particulado em suspensão. As medições foram realizadas para diferentes taxas de cisalhamento para avaliar a natureza do fluido. A partir de uma rotação inicial de 1 rpm, a taxa de cisalhamento foi incrementada indiretamente através do incremento da rotação do cilindro interno até que a leitura do torque correspondente atingisse 100%.

3.5 Caracterização das partículas abrasivas

As partículas sólidas presentes no fluido erosivo foram caracterizadas quanto à distribuição de tamanho e geometria. As propriedades do material das partículas relevantes para este trabalho foram obtidas de dados disponíveis na literatura.

O material das partículas é o carbeto de boro (B_4C), um material cerâmico que possui elevada dureza e alto ponto de fusão. Outras características como estabilidade química e alta resistência ao desgaste e impacto o tornam atrativo para as condições de operação do processo de usinagem por hidroerosão.

O carbeto de boro possui estrutura cristalina romboédrica. Conforme ilustrado na célula unitária apresentada na Figura 3.7, a célula de B_4C é composta por 15

átomos, sendo 12 átomos de boro conectados formando um icosaedro e 3 átomos de carbono na diagonal principal da célula.

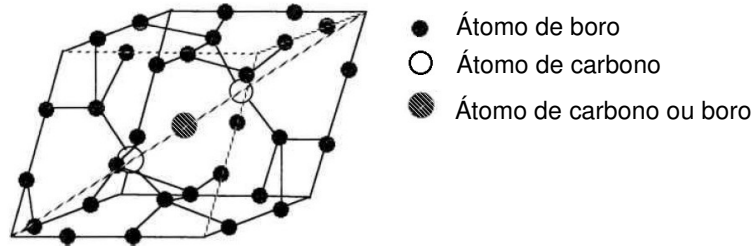


Figura 3.7 – Célula unitária do carbeto de boro B_4C (Adaptado de LIPP *apud* OLIVEIRA, 1995)

Um dos métodos utilizados para obtenção do carbeto de boro é a redução carbotérmica do trióxido de boro, B_2O_3 , a temperaturas superiores a $2000^\circ C$ (SHI *et al*, 2003). O material resultante da síntese apresenta forma compactada e com granulação grosseira, devendo ser moído para ser comercializado na forma de pós com diferentes granulometrias. As principais propriedades do B_4C , como densidade, dureza, resistência à compressão e módulo de Young estão apresentadas na Tabela 3.4.

Uma análise qualitativa foi utilizada para identificação das partículas em estado de fornecimento (amostra P0). O difratograma da amostra foi obtido pela técnica de difração de raios X utilizando um difratômetro Philips modelo PW 1830. O espectro obtido, apresentado na Figura 3.8a, foi comparado com os resultados obtidos por Shi *et al* (2003) para uma amostra de partículas de carbeto de boro (B_4C), apresentado na Figura 3.8b. Segundo o autor, o espectro obtido é similar ao padrão de difração N° 350798 do carbeto de boro (B_4C) reportado por ICDD-PDF (JCPDS)⁴. Este espectro será então utilizado como referência para caracterizar as partículas utilizadas para a usinagem por hidroerosão.

⁴ International Centre for Diffraction Data - Powder Diffraction File (Joint Committee on Powder Diffraction Standards)

Tabela 3.4 – Propriedades do B₄C (LIPP *apud* OLIVEIRA, 1995)

Propriedade	Unidade	Valor
Densidade	g/cm ³	2,51
Dureza Knopp	HK	3000
Resistência à compressão	MPa	2800
Módulo de Young (20°C)	GPa	450

Comparando os resultados obtidos (Figura 3.8a) com o espectro de referência (Figura 3.8b), pode ser observada uma similaridade nas intensidades dos feixes difratados para os ângulos de difração indicados. Esta similaridade indica que os planos cristalinos são equivalentes e o material da amostra das partículas utilizadas no processo está de acordo com a especificação.

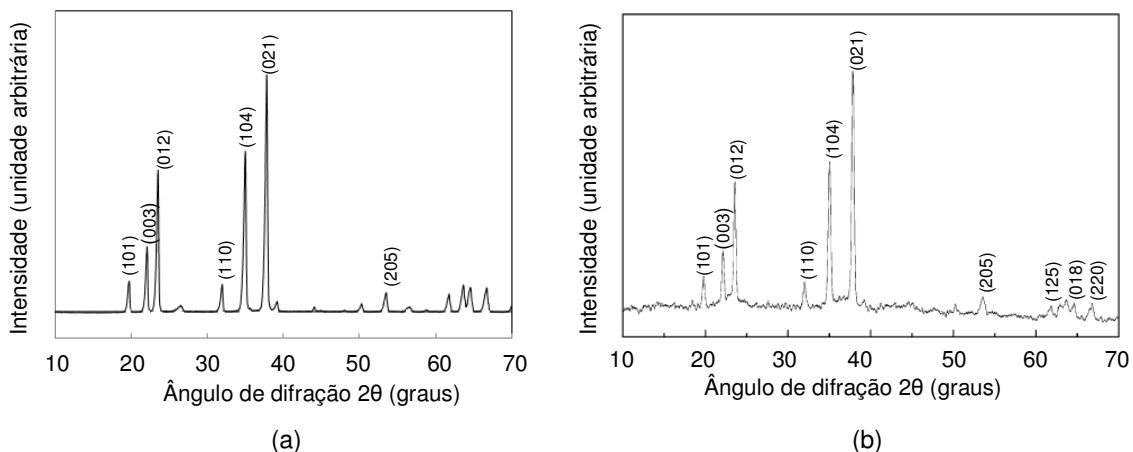


Figura 3.8 – Espectrograma das partículas: (a) amostra representativa de partículas em estado de fornecimento (amostra P1) e (b) amostra de referência (SHI *et al*, 2003)

3.5.1 Distribuição de tamanho

As distribuições de tamanhos das partículas foram determinadas utilizando o método de difração a laser. O equipamento utilizado foi o granulômetro a laser da marca CILAS, modelo 1064, com limites de detecção entre 0,04µm e 500µm. Os ensaios foram realizados no laboratório do Centro de Pesquisas para o Desenvolvimento (LACTEC). Uma alternativa para caracterização do tamanho seria a medição a partir da imagem das partículas obtida no microscópio eletrônico de

varredura (MEV), porém, segundo Yañez *et al* (2013), são necessárias medições de pelo menos 700 partículas para que a caracterização por este método seja equivalente à granulometria a laser.

As amostras de partículas P0 e P5, representativas do início e final do período de utilização do fluido erosivo, respectivamente, foram selecionadas para determinação da distribuição de tamanho. Adicionalmente, a amostra do tanque de enxágue PL1 foi caracterizada para identificação da distribuição de tamanho das partículas perdidas do fluido erosivo da estação de usinagem por hidroerosão. As amostras foram posicionadas no suporte do equipamento e dispersas mecanicamente com ultrassom utilizando álcool isopropílico como meio dispersante. O método de difração a laser utiliza a teoria do espalhamento Mie de luz para o cálculo do tamanho das partículas. O feixe de luz incidente sobre as partículas dispersas formam padrões de difração que são utilizados no modelo matemático para determinação do tamanho, considerando o diâmetro equivalente de uma partícula esférica.

Para cada amostra foram obtidos os histogramas com a distribuição de frequência de tamanho e os parâmetros estatísticos d_{10} , d_{50} e d_{90} , que representam os diâmetros das partículas para os quais 10%, 50% e 90% em volume de partículas, respectivamente, são menores do que os respectivos diâmetros.

3.5.2 Caracterização geométrica

A geometria das partículas foi caracterizada utilizando o parâmetro de ponta com ajuste quadrático, SPQ, definido na seção 2.7. As imagens das amostras de partículas foram obtidas no Microscópio Eletrônico de Varredura (MEV) do Laboratório de Materiais da UTFPR.

O preparo das amostras foi realizado imediatamente antes da observação no MEV e consistiu no posicionamento das partículas em um filme adesivo para metalização. Uma pequena quantidade de partículas foi inserida no filme adesivo para que estas formassem um padrão de distribuição espacial que permitisse a obtenção dos contornos individuais. Esta condição minimiza a sobreposição e permite a extração de partículas da imagem para a determinação do parâmetro

geométrico. Uma fina camada condutora (ouro) foi depositada sobre as amostras pelo processo de deposição por *sputtering*.

Um exemplo do padrão de imagem, obtida para a amostra PL1, pode ser observado na Figura 3.9. As tensões foram mantidas na ordem de 15 KV e distância de trabalho de 10,5mm. A baixa tensão foi utilizada para evitar danos ao material da fita adesiva.

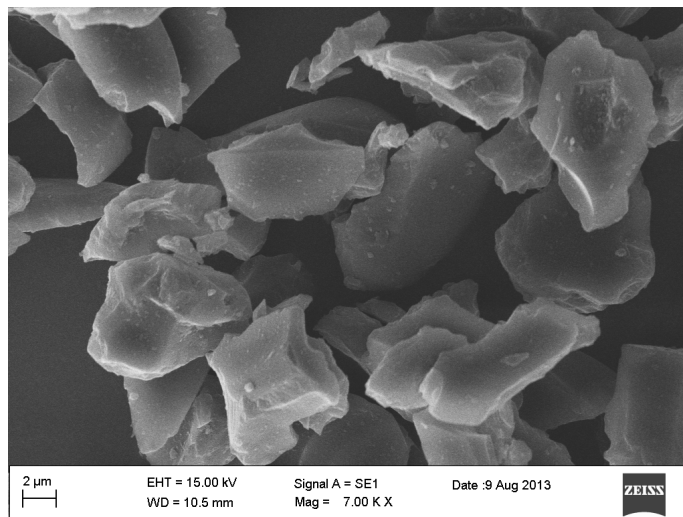


Figura 3.9 – Imagem MEV da amostra de partículas (PL1)

A partir das imagens obtidas no MEV, técnicas de processamento de imagens digitais foram utilizadas para detecção de objetos de interesse através da definição de dois níveis de cinza correspondentes ao fundo e às partículas. Detalhes sobre este procedimento, denominado limiarização, podem ser consultados no Apêndice E, em que são apresentados resumidamente os fundamentos do processamento de imagens digitais.

Uma ferramenta computacional foi desenvolvida no MATLAB para determinação do parâmetro SPQ. A ferramenta determina o parâmetro através de uma sequência de comandos utilizando a imagem digital representada numericamente como uma função de intensidade da luz $f(x, y)$, em que x e y são as coordenadas espaciais dos pontos que constituem as partículas. Os pontos da partícula são representados por elementos de imagem, ou pixels (*picture elements*).

Após limiarizada e convertida para a forma lógica binária, os pixels correspondentes à partícula apresentam intensidade igual a 1 enquanto o fundo é classificado como intensidade 0. O algoritmo detalhado é apresentado no Apêndice B, incluindo notas explicativas nas principais linhas de comando.

O cálculo do SPQ foi realizado para as amostras P0 e P5. Para cada amostra foram consideradas 20 partículas com diâmetro maior do que $7\mu\text{m}$ e 20 com diâmetros menores do que $7\mu\text{m}$. As partículas foram selecionadas aleatoriamente em diferentes posições das imagens obtidas no MEV, conforme exemplo apresentado na Figura 3.10.

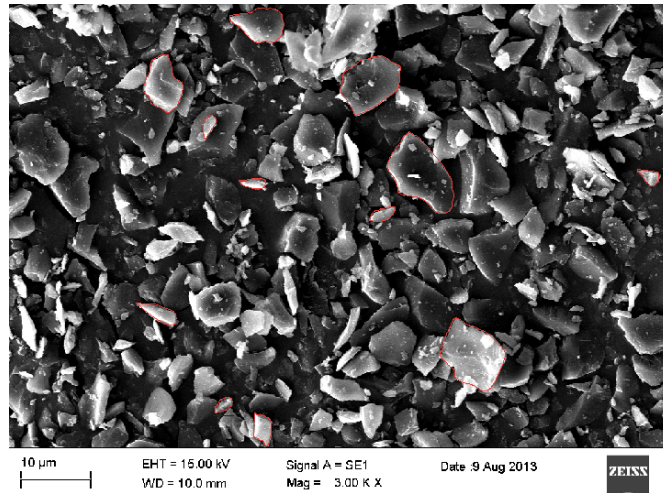


Figura 3.10 – Exemplo de imagem MEV para seleção de partículas

3.6 Caracterização do fluido (óleo filtrado)

As amostras de óleo (F1 a F5) obtidos pela filtragem das amostras do fluido erosivo foram caracterizadas segundo suas viscosidades e densidades. Dados da composição do óleo em estado de fornecimento foram obtidos da literatura para obtenção de informações do material em estado de fornecimento. A análise química do óleo para as amostras F1 a F5 foi realizada utilizando análise espectral no infravermelho.

O fluido que compõe a fase líquida do fluido erosivo é um óleo lubrificante com base mineral produzido para utilização em sistemas hidráulicos industriais. As principais propriedades obtidas pelo fabricante estão apresentadas na Tabela 3.5.

Tabela 3.5 – Propriedades do óleo filtrado (Fonte: Shell)

Propriedade	Unidade	Valor
Densidade a 15°C	kg/m ³	872
Viscosidade cinemática a 40°C	mm ² /s	32

3.6.1 Viscosidade do óleo filtrado

A viscosidade do óleo filtrado para cada amostra foi obtida utilizando um viscosímetro rotativo de cilindros coaxiais do tipo taxa controlada e sensor tipo Searle. As medições foram realizadas no Laboratório de Ciências Térmicas (LACIT) da UTFPR, sendo as amostras mantidas a 25°C, temperatura de operação do processo de usinagem por hidroerosão.

Conforme ilustrado na Figura 3.11, o rotor interno é movimentado pelo motor que possui rotação controlada, enquanto o cilindro externo é fixo. O torque, resultante da resistência ao cisalhamento do líquido forçado a fluir no espaço anular entre os cilindros, é medido através de um sensor conectado ao eixo de rotação. O valor do torque medido é utilizado para determinação da tensão de cisalhamento. A partir da rotação do rotor e das dimensões do cilindro, a taxa de cisalhamento é obtida e a viscosidade é então determinada.

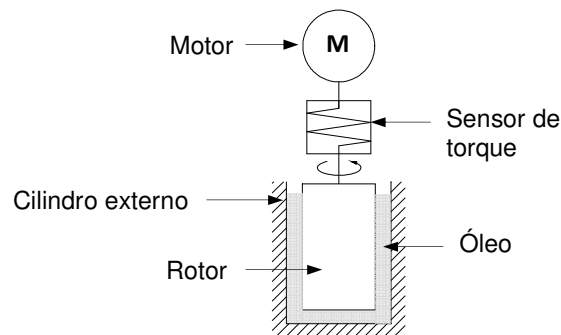


Figura 3.11 – Viscosímetro rotativo de cilindros coaxiais para medição do óleo filtrado

3.6.2 Densidade do óleo

A densidade do óleo foi obtida do catálogo do fabricante (SHELL) e possui valor igual a 0,872 g/cm³.

3.6.3 Análise da oxidação do óleo

As amostras do óleo filtrado F1 e F5, que representam o estado inicial e final do óleo filtrado no período analisado, foram caracterizadas através da Espectroscopia no Infravermelho por Transformada de Fourier (FTIR). O objetivo da análise é identificar a presença do grupo funcional hidroxila (-OH), que pode estar relacionado com uma suposta degradação do óleo por oxidação após determinado tempo de utilização no processo de usinagem por hidroerosão. A presença dos grupos pode ser identificada por vibrações características das moléculas, relacionadas com as posições e intensidades das respectivas bandas de absorção.

As medições foram realizadas no Laboratório de Análises Químicas do Departamento Acadêmico de Química e Biologia (DAQBI) da UTFPR utilizando o espectrofotômetro *Varian* modelo 640 e procedimento conforme ASTM E 1252-98.

3.7 Determinação das condições de impacto das partículas

A velocidade média de impacto das partículas na região de entrada dos canais de injeção foi determinada através de um modelo matemático simplificado. Primeiramente, as dimensões internas do canal foram consideradas constantes durante o processo de usinagem por hidroerosão. A seguir, hipóteses sobre a natureza do fluido erosivo foram impostas para determinação do regime de escoamento. Como o fluxo interno nos canais é um valor conhecido dos dados de monitoramento do processo, uma aproximação para a velocidade média do fluido erosivo pode ser obtida. A velocidade das partículas é então estimada a partir do nível de acoplamento entre partícula e fluido, quantificado pelo momento de equilíbrio das partículas.

3.7.1 Dimensões do canal de injeção

As principais dimensões do canal, antes e depois da usinagem por hidroerosão, estão indicadas na Figura 3.12. Antes do início da usinagem (Figura 3.12a), o diâmetro da seção (e) de entrada $d_{1(e)}$ do canal é 2% maior do que o diâmetro na seção (s) de saída $d_{1(s)}$. Esta condição é mantida após a usinagem por hidroerosão (Figura 3.12b), ou seja, $d_{2(e)} = 1,02d_{2(s)}$ e, de forma equivalente, $d_{1(e)} = 1,02d_{1(s)}$. O comprimento do canal, L_c , não é alterado durante o processo.

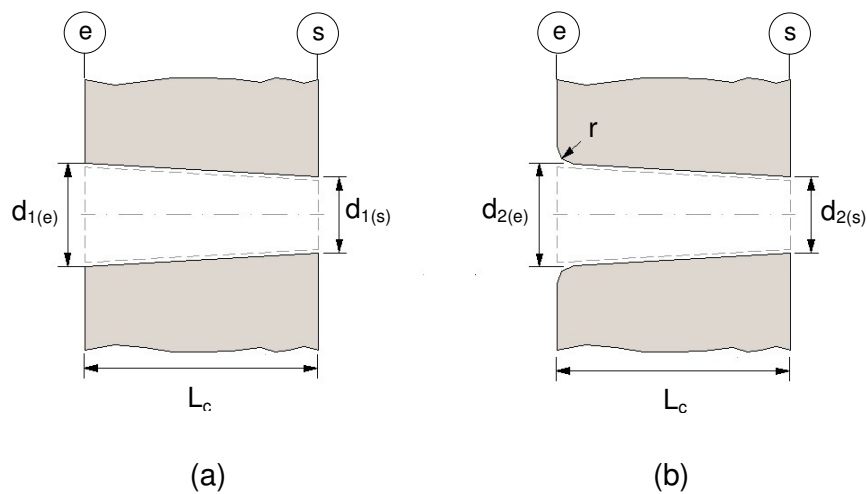


Figura 3.12 – Geometria do canal de injeção: (a) antes da usinagem por hidroerosão (b) após a usinagem por hidroerosão

A geometria simplificada do canal para estimativa da velocidade do fluido erosivo está indicada na Figura 3.13. O diâmetro d_c é considerado constante ao longo do comprimento do canal L_c e igual à média aritmética dos diâmetros de entrada e saída após a usinagem por hidroerosão, ou seja, $d_c = (d_{2(e)} + d_{2(s)})/2$.

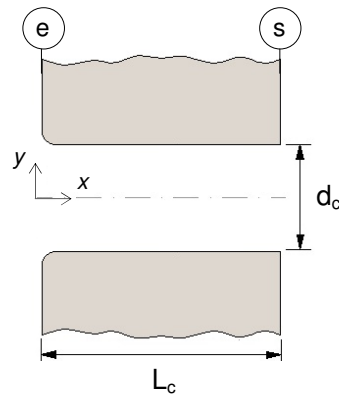


Figura 3.13 – Geometria simplificada do canal de injeção

3.7.2 Velocidade do fluido erosivo

O regime de escoamento (laminar ou turbulento) foi determinado através do número de Reynolds Re_{FE} para o escoamento do fluido erosivo no interior do canal:

$$Re_{FE} = \frac{\rho_{FE} \|\vec{U}_{FE}\| d_c}{\mu_{FE}} \quad (3.9)$$

Na equação (3.9), ρ_{FE} e μ_{FE} correspondem à densidade e viscosidade do fluido erosivo, respectivamente. As seguintes hipóteses simplificadoras foram consideradas para a determinação do número de Reynolds para cada amostra (FE1 a FE5):

- (1) O fluido erosivo foi considerado como um meio contínuo
- (2) Escoamento em regime permanente
- (3) Escoamento viscoso e incompressível (ρ_{FE} constante)
- (4) Perfil uniforme de velocidade do fluido erosivo \vec{U}_{FE} na entrada do canal, conforme ilustrado na Figura 3.14.
- (5) Escoamento unidimensional na direção x

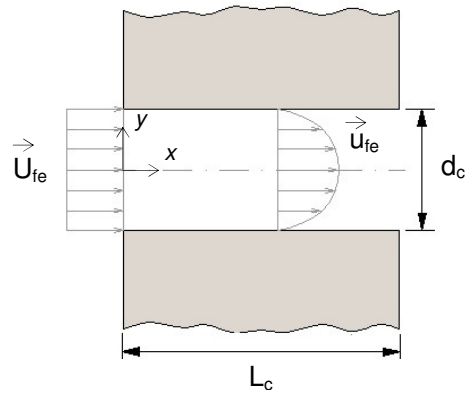


Figura 3.14 – Perfis de velocidade do fluido erosivo

Dado que o escoamento foi aproximado como incompressível, a velocidade média do fluido erosivo em qualquer seção transversal do canal é dada pela equação (3.10), condição que satisfaz a equação de conservação da massa para o volume de controle delimitado pelas seções transversais de entrada e saída do canal.

$$\bar{U}_{FE} = \frac{1}{A_c} \int_{A_c} \bar{u}_{FE} d\bar{A} \quad (3.10)$$

O vetor $d\bar{A}$ possui módulo igual ao elemento de área dA da superfície de controle correspondente à área da seção transversal A_c da saída do canal. A direção do vetor equivale à direção do eixo x , orientado para o sentido de saída do canal. A velocidade do fluido erosivo no interior do canal, \bar{u}_{FE} , possui direção igual à do eixo x , conforme ilustrado na Figura 3.14.

A vazão volumétrica Q_c , através da superfície de controle na entrada do canal, é dada por:

$$Q_c = \|\bar{U}_{FE}\| \frac{\pi(d_c)^2}{4} \quad (3.11)$$

Como o bico injetor é composto por N_c canais, o fluxo volumétrico total no bico injetor Q_2 , que corresponde ao valor do fluxo medido no processo após a usinagem

por hidroerosão, pode ser utilizado para a determinação da velocidade média do fluido erosivo:

$$\|\vec{U}_{FE}\| = \frac{4Q_2}{\pi(d_c)^2 N_c} \quad (3.12)$$

3.7.3 Acoplamento entre partícula e fluido e velocidade das partículas

O acoplamento entre as partículas sólidas e o óleo do fluido erosivo foi determinado pelo momento de equilíbrio da partícula λ , definido na seção 2.3 e que representa a capacidade da partícula sólida de responder às mudanças de velocidade e trajetória do fluido. Os níveis de acoplamento foram definidos como alto, intermediário ou baixo, de acordo com o intervalo do momento de equilíbrio:

- acoplamento alto ($\lambda \ll 1$): para $\lambda < 0,5$
- acoplamento intermediário ($\lambda \approx 1$) para $0,5 \leq \lambda \leq 1,5$
- acoplamento baixo ($\lambda \gg 1$) para $\lambda > 1,5$

O momento de equilíbrio foi determinado para as amostras FE1 e FE5 pela equação (3.13). Os diâmetros das partículas, d_p , foram considerados como sendo iguais aos diâmetros correspondentes aos parâmetros estatísticos d_{10} , d_{50} e d_{90} obtidos da distribuição de tamanho das partículas das amostras P0 e P5. Estes valores foram utilizados para caracterizar o acoplamento de acordo com a distribuição de tamanho de partículas das amostras. A equação (3.13) foi obtida da combinação das equações (2.5), (2.7) e (2.8), sendo a velocidade do fluido equivalente à velocidade do fluido erosivo ($\vec{U}_f \approx \vec{U}_{FE}$). Na equação, ρ_p é a densidade da partícula, μ_f é a viscosidade do fluido e r_{he} é o comprimento característico da região de escoamento do fluido, dado pelo raio de arredondamento da entrada do canal. Este valor, que representa a ordem de grandeza da região em que ocorrerá a remoção de material, foi considerado constante e igual a $30\mu\text{m}$.

$$\lambda = \frac{\rho_p d_p^2 \|\vec{U}_f\|}{18\mu_f r_{he}} \quad (3.13)$$

A equação (3.13) é válida para o regime de escoamento de Stokes, para o qual o número de Reynolds da partícula indica a predominância de forças viscosas no escoamento ($Re_p < 1$). Esta condição foi verificada pela determinação do número de Reynolds das partículas para as três faixas de tamanho, sendo que d_p corresponde a d_{10} , d_{50} e d_{90} de cada amostra, conforme equação (3.14), em que ρ_p e \vec{U}_p indicam a densidade e a velocidade da partícula, respectivamente.

$$Re_p = \frac{\rho_f \|\vec{U}_p - \vec{U}_f\| d_p}{\mu_f} \quad (3.14)$$

A velocidade relativa entre partícula e fluido, $\|\vec{U}_p - \vec{U}_f\|$ foi determinada a partir da correlação de RICHARDSON e ZAKI *apud* MASSARANI (2002) para a fluidodinâmica de suspensões para partículas arredondadas, indicada na equação (3.15), sendo \vec{U}_t a velocidade terminal da partícula e ϕ_p a concentração de sólidos definido na equação (3.7). Para $Re_p < 0,2$, a constante n é igual a 3,65.

$$\frac{\|\vec{U}_p - \vec{U}_f\|}{\|\vec{U}_t\|} = (1 - \phi_p)^n n \quad (3.15)$$

A velocidade terminal de uma partícula isolada \vec{U}_t pode ser determinada a partir da solução da equação do balanço das forças que atuam na partícula esférica suspensa em um fluido e sujeita à decantação no sentido da aceleração gravitacional, conforme indicado na equação (3.16). Nesta equação foram desconsideradas as forças de massa virtual, forças de sustentação resultantes da rotação da partícula, forças viscosas e efeitos físicos externos como colisões com outras partículas ou com paredes internas do sistema de escoamento. O termo à

esquerda da equação representa a força resultante na partícula, sendo ρ_p a densidade e v_p o volume da partícula. O primeiro termo à direita representa a força devido ao campo gravitacional, sendo \bar{g} a aceleração da gravidade. O segundo e o último termo correspondem às forças devido ao empuxo e arrasto da partícula, ambas contrárias ao movimento da partícula. O coeficiente de arrasto para a condição de regime de escoamento laminar é dado por $C_D = 24 / Re_p$. A área A_p é a área da projeção da partícula, transversal à direção de escoamento.

$$\rho_p v_p \frac{d\|\vec{U}_t\|}{dt} = \rho_p v_p g - \rho_f v_p \|\bar{g}\| - \frac{1}{2} C_D A_p \rho_f \|\vec{U}_t\|^2 \quad (3.16)$$

Considerando a condição de equilíbrio de todas as forças aplicadas na partícula, o termo $\rho_p v_p d\|\vec{U}_t\|/dt$ da equação (3.16) se torna nulo. A velocidade \vec{U}_t para esta condição corresponde à velocidade terminal da partícula. Rearranjando a equação (3.16) e considerando a partícula com formato esférico e diâmetro d_p igual aos parâmetros estatísticos d_{10} , d_{50} e d_{90} , o módulo da velocidade terminal para cada amostra é dado por:

$$\|\vec{U}_t\| = \left[\frac{4(\rho_p - \rho_f)\|\bar{g}\|d_p}{3\rho_f C_D} \right]^{1/2} \quad (3.17)$$

Para a determinação da velocidade terminal é necessária a utilização de métodos iterativos para o cálculo do coeficiente de arrasto e do número de Reynolds da partícula, já que ambos parâmetros dependem de \vec{U}_t .

Rearranjando as equações (3.15) e (3.17), a velocidade da partícula pode ser aproximada conforme indicado na equação (3.18), considerando a velocidade do fluido como sendo equivalente à velocidade do fluido erosivo ($\vec{U}_f \approx \vec{U}_{FE}$) e a velocidade da partícula maior ou igual à velocidade do fluido erosivo ($\vec{U}_p \geq \vec{U}_{FE}$).

$$\|\bar{U}_p\| \approx \|\bar{U}_{FE}\| + \left[\frac{4(\rho_p - \rho_f) \|\bar{g}\| d_p}{3 \rho_f D_c} \right]^{1/2} (1 - \phi_p)^n n \quad (3.18)$$

3.7.4 Distância entre partículas

A distância entre partículas definida na seção 2.3 foi utilizada como parâmetro para análise da interação entre partículas para diferentes tamanhos e concentrações de particulados. Dos dados da distribuição de tamanho de partículas para as amostras P0 e P5, a concentração volumétrica de sólidos ϕ_{dp} para cada diâmetro d_p , foi obtida de acordo com a equação (3.19), sendo v_d o volume correspondente de partículas com diâmetro d_p e v_a o volume total da amostra cuja distribuição de tamanho foi determinada.

$$\phi_{dp} = \frac{v_d}{v_a} \phi_p \quad (3.19)$$

A concentração volumétrica de sólidos para cada diâmetro, ϕ_{dp} , é utilizada para estimativa da distância entre partículas com diâmetro d_p e inseridas em um sistema equivalente ao arranjo cúbico da Figura 2.9 com concentração volumétrica de sólidos das amostras do fluido erosivo dada por ϕ_p , definido conforme equação (2.9).

$$L_p \approx d_p \left(\frac{\pi}{6\phi_{dp}} \right)^{1/3} \quad (3.20)$$

4 RESULTADOS

Os resultados obtidos do monitoramento do processo de usinagem por hidroerosão para caracterização e análise da eficiência do fluido erosivo são apresentados neste capítulo.

4.1 Indicadores de eficiência do processo

Nesta seção serão apresentados os resultados para a taxa média de arredondamento, principal indicador para eficiência do processo definida na equação (3.3). Adicionalmente serão apresentados os resultados para os tempos médios de usinagem por hidroerosão e respectivos valores obtidos para os arredondamentos médios.

4.1.1 Tempo médio de usinagem por hidroerosão

Os tempos médios de usinagem por hidroerosão $\bar{t}_{r(i)}$, definidos pela equação (3.3), estão apresentados na forma normalizada $(\bar{t}_{r(i)})_N$ no gráfico da Figura 4.1 para os intervalos de monitoramento correspondentes às amostras FE1 a FE5. A normalização foi definida considerando o valor máximo de $(\bar{t}_{r(i)})_{max}$ igual a 1 e $(\bar{t}_{r(i)})_N = \bar{t}_{r(i)} / (\bar{t}_{r(i)})_{max}$.

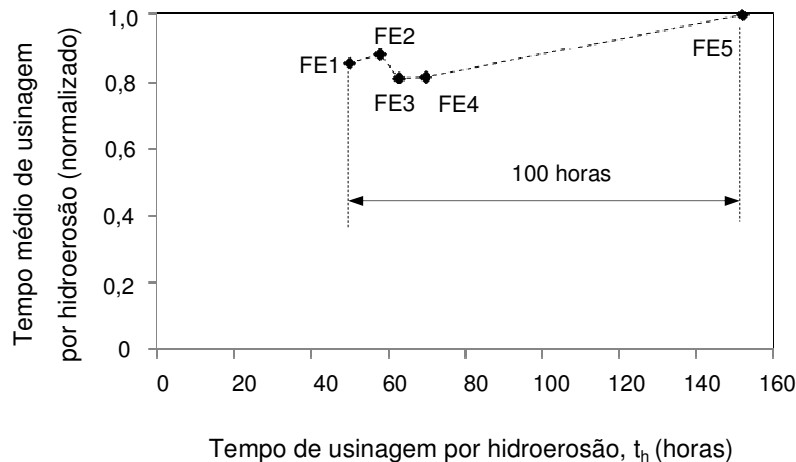


Figura 4.1 – Tempos médios de usinagem por hidroerosão (normalizados) para as amostras FE1 a FE5

Conforme observado na Figura 4.1, houve aumento de 20% do tempo médio de usinagem por hidroerosão após um intervalo de aproximadamente 100 horas de uso do fluido erosivo sem adição de partículas. Os tempos de usinagem por hidroerosão de cada bico injetor, t_r , produzido nos cinco intervalos de monitoramento correspondentes às amostras FE1 a FE5, estão apresentados na forma normalizada no APÊNDICE C.

4.1.2 Arredondamento médio

Os arredondamentos médios, $\bar{E}_{h(i)}$, definidos pela equação (3.5), estão apresentados no gráfico da Figura 4.2 para os intervalos de monitoramento correspondentes às amostras FE1 a FE5. Os arredondamentos de cada bico injetor, E_h , produzido nos cinco intervalos de monitoramento, estão apresentados no APÊNDICE C.

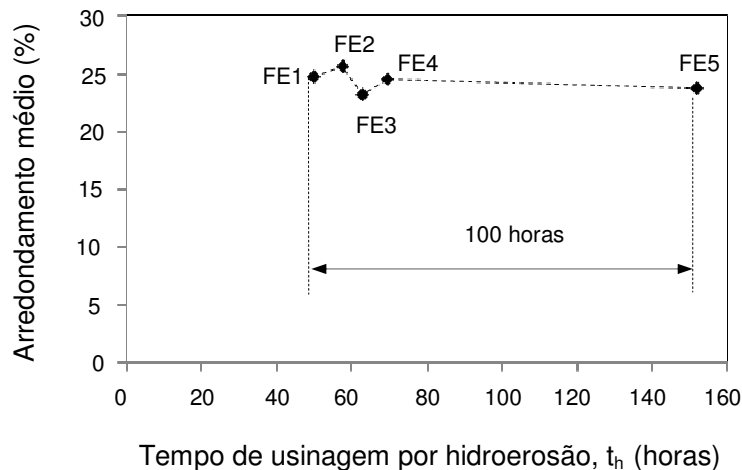


Figura 4.2 – Aumento médio do fluxo para os intervalos de monitoramento correspondentes às amostras FE1 a FE5

A média dos arredondamentos médios para os intervalos de monitoramento correspondentes às amostras FE1 a FE5 foi de 24,4%, com desvio padrão de 0,8%. Estes valores, que indicam que não houve variação significativa do arredondamento médio no período avaliado, estão de acordo com o esperado. Como o mesmo tipo de bico injetor foi produzido nos intervalos correspondentes às amostras FE1 a FE5,

o arredondamento, que representa o aumento percentual do fluxo no interior dos canais de injeção, deve permanecer constante e de acordo com o especificado para o componente.

Para esta condição, é possível afirmar que não houve alteração significativa da quantidade de material removido da região de entrada dos canais de injeção ou, de forma equivalente, o raio de entrada obtido ao fim da usinagem por hidroerosão é aproximadamente constante e independente do tempo de uso do fluido erosivo.

4.1.3 Taxas médias de arredondamento

As taxas médias de arredondamento, $d\bar{E}_{h(i)}/dt$, definidas pela equação (3.6), estão apresentadas na forma normalizada $(d\bar{E}_{h(i)}/dt)_N$ no gráfico da Figura 4.3 para os intervalos de monitoramento correspondentes às amostras FE1 a FE5. A normalização foi definida considerando o valor máximo da taxa de arredondamento médio $(d\bar{E}_{h(i)}/dt)_{max}$ igual a 1 e $(d\bar{E}_{h(i)}/dt)_N = (d\bar{E}_{h(i)}/dt)/(d\bar{E}_{h(i)}/dt)_{max}$.

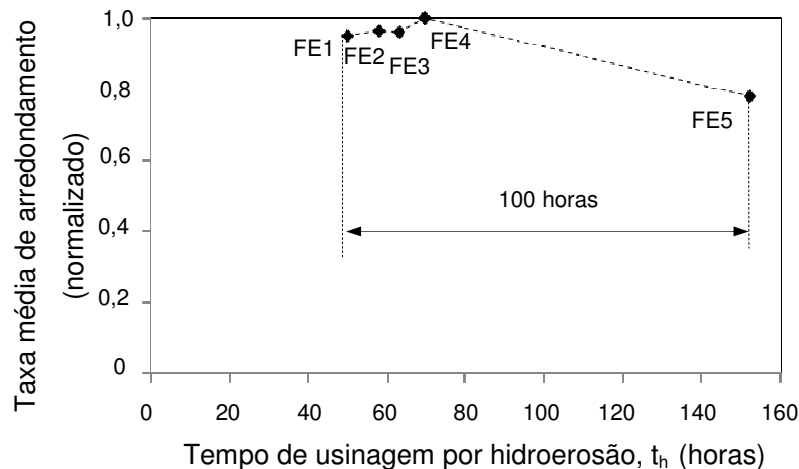


Figura 4.3 – Taxa média de remoção para os intervalos de monitoramento correspondentes às amostras FE1 a FE5

A taxa média de arredondamento é o parâmetro utilizado neste trabalho para determinação da eficiência do processo de usinagem por hidroerosão. Conforme observado na Figura 4.3, a taxa média de arredondamento sofreu redução de

aproximadamente 20% após 100 horas de utilização do fluido erosivo. De forma equivalente, o processo teve redução de 20% da eficiência devido ao aumento do tempo necessário para obtenção do aumento percentual do fluxo no interior do bico injetor.

As taxas de arredondamento de cada bico injetor, dE_h / dt , produzido nos cinco intervalos de monitoramento, estão apresentadas na forma normalizada no APÊNDICE C.

4.2 Caracterização do fluido erosivo

Os resultados da caracterização do fluido erosivo quanto à concentração volumétrica de sólidos, densidade e viscosidade estão apresentados nesta seção para as amostras FE1 a FE5.

4.2.1 Concentração volumétrica de sólidos

As concentrações volumétricas de sólidos no fluido erosivo, ϕ_p , definidas conforme equação (3.7), são apresentadas na Tabela 4.1 para as amostras FE1 a FE5.

Uma redução de 28% foi observada entre a primeira e a última amostra. No período, conforme descrito no procedimento do monitoramento do processo, nenhuma intervenção foi realizada no fluido erosivo. Esta redução da concentração é, então, devido à perda de partículas abrasivas presentes no fluido erosivo circulante na estação de usinagem por hidroerosão.

Diversos fatores contribuem para a redução da quantidade de partículas no sistema, entre eles o acúmulo de partículas nos componentes do circuito de escoamento do fluido erosivo e nos canais internos do bico injetor. O efeito negativo da perda de partículas será discutido com detalhes no Capítulo 5.

Tabela 4.1 – Concentrações volumétricas do fluido erosivo (amostras FE1 a FE5)

Amostra	ϕ_p
FE1	18%
FE2	18%
FE3	18%
FE4	15%
FE5	13%

4.2.2 Densidade do fluido erosivo

As densidades dos fluidos erosivos, ρ_{FE} , determinadas conforme procedimento descrito no item 3.3.2, são apresentadas na Tabela 4.2 para as amostras FE1 a FE5. A densidade média obtida foi de 0,975 g/cm³, com coeficiente de variação menor do que 2%. Comparando a primeira e a última amostra, a redução da densidade foi menor do que 5% após 100 horas de uso do fluido erosivo.

Tabela 4.2 - Densidades do fluido erosivo (amostras FE1 a FE5)

Amostra	ρ_{FE} (g/cm ³)
FE1	0,989
FE2	0,974
FE3	0,988
FE4	0,979
FE5	0,945
Média	0,975
Desvio Padrão	0,016
Coeficiente de Variação	1,6%

4.2.3 Viscosidade do fluido erosivo

Os resultados para as viscosidades dinâmicas do fluido erosivo das amostras FE1 a FE5 estão apresentadas na Figura 4.4.

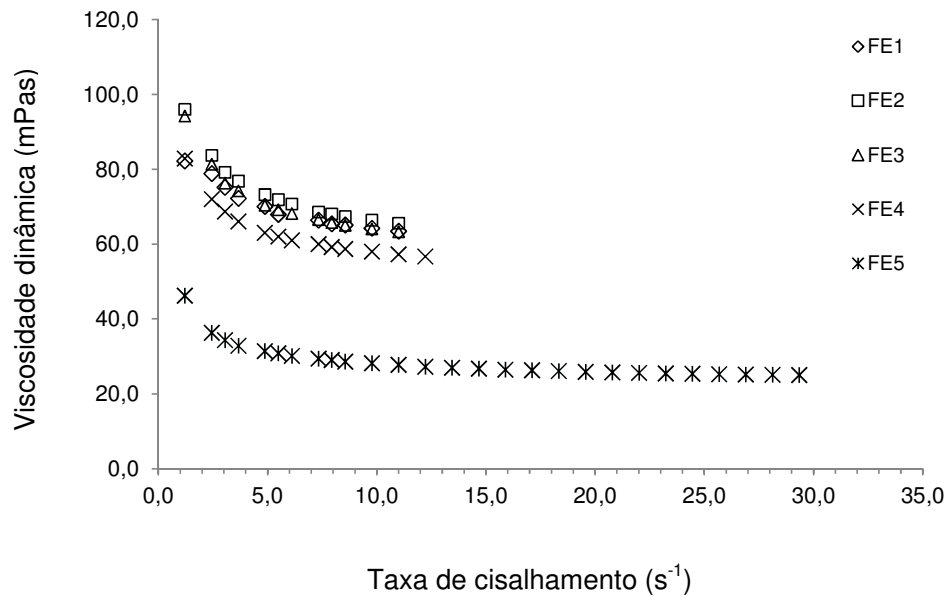


Figura 4.4 - Viscosidade das amostras FE1 a FE5 (fluido erosivo) a 25°C

Foi observada uma redução da viscosidade para as amostras referentes a maiores tempos de utilização do fluido erosivo. A redução atingiu aproximadamente 50% comparando as amostras FE1 e FE5.

O patamar observado na Figura 4.4 para a amostra FE5 para taxas de cisalhamento superiores a 10s^{-1} indica que o fluido erosivo nesta condição pode ser aproximado como tendo o comportamento de um fluido Newtoniano, já que a viscosidade foi independente da taxa de cisalhamento nesta faixa. Para as demais amostras, o torque máximo no viscosímetro foi atingido para taxas de cisalhamento da ordem de 10s^{-1} , não sendo possível determinar a natureza do comportamento do fluido a altas taxas.

Os valores utilizados como referência para viscosidade do fluido erosivo das amostras FE1 a FE5 estão indicados na Tabela 4.3. Os valores correspondem à viscosidade para a qual o torque máximo foi atingido no viscosímetro, conforme procedimento descrito na seção 3.3.3.

Tabela 4.3 – Viscosidades dinâmicas das amostras FE1 a FE5 do fluido erosivo

Amostra	Viscosidade dinâmica (mPas)
FE1	63,4
FE2	65,6
FE3	62,8
FE4	56,31
FE5	24,97

4.3 Caracterização das partículas

As caracterizações da distribuição de tamanho e geometria das partículas de carboneto de boro são apresentadas a seguir para as amostras P0, P5 e PL1, sendo P0 e P5 correspondentes ao início e fim do período avaliado. A amostra PL1 foi caracterizada quanto à distribuição de tamanho para avaliação das partículas perdidas no circuito de usinagem por hidroerosão.

4.3.1 Distribuição de tamanho

As distribuições de tamanhos das partículas para as amostras P0, P5 e PL1 estão apresentadas na Figura 4.5 na forma de distribuição de frequência em volume e na Figura 4.6 na forma de frequência acumulada. Comparando as amostras P0 e P5, que caracterizam as partículas do fluido erosivo que circula na estação de usinagem por hidroerosão, pode ser observado um aumento da porcentagem do volume de particulado fino ($d_p < 5\mu m$) para a amostra P5, que corresponde ao maior tempo de uso do fluido erosivo.

Para a amostra PL1 coletada da estação de enxágue, as porcentagens em volume de partículas maiores são mais elevadas do que as das amostras P0 e P5. Estes dados indicam que há uma redução de partículas maiores do fluido erosivo circulante na estação de usinagem por hidroerosão, fato comprovado pelo aumento de partículas pequenas no final do período analisado (amostra P5).

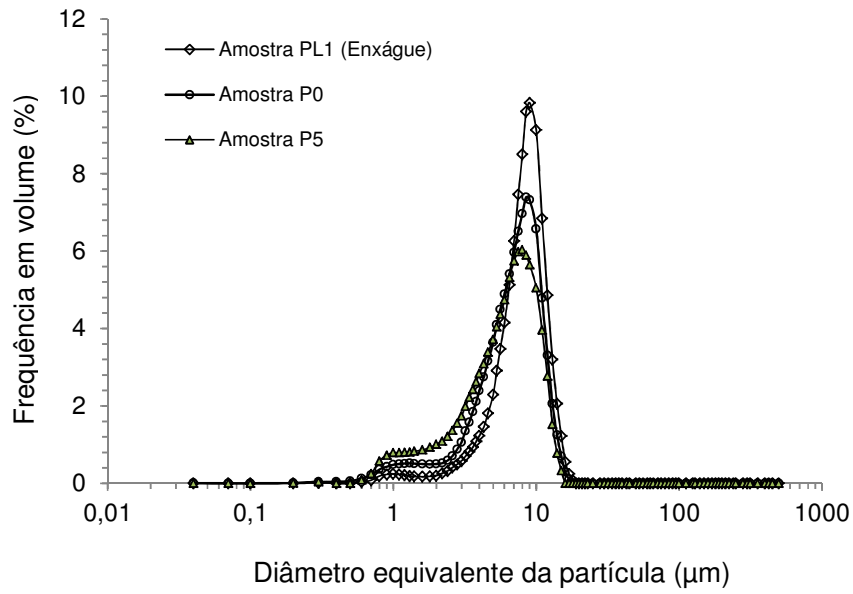


Figura 4.5 – Distribuição de frequência de tamanho de partículas em volume para as amostras P0, P5 e PL1

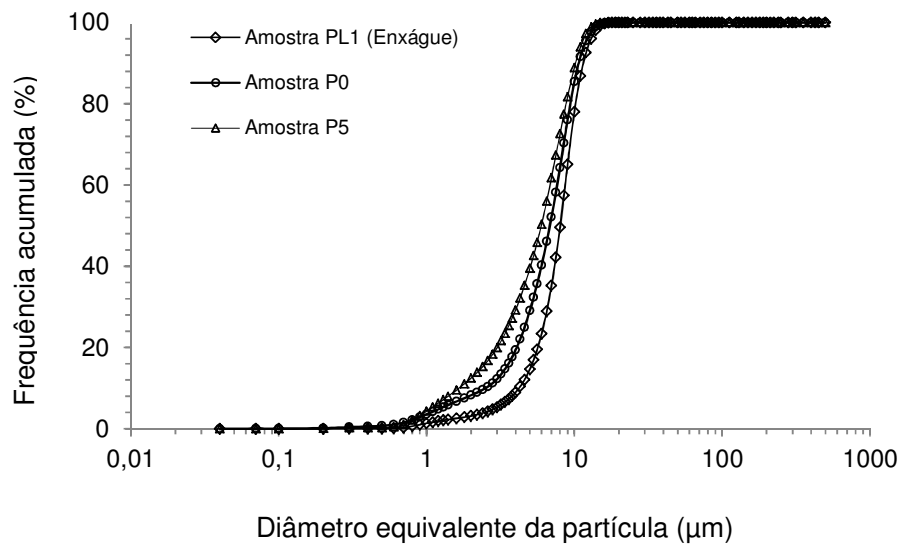


Figura 4.6 - Frequência acumulada de tamanho de partículas em volume para as amostras P0, P5 e PL1

Na Tabela 4.4 estão indicados os parâmetros estatísticos d_{10} , d_{50} e d_{90} para as três amostras. Na amostra P0, 10% do volume de partículas possui diâmetro menor do que $2,5\mu\text{m}$, 50% possui diâmetro menor do que $6,8\mu\text{m}$ e 90% são menores do que $10,7\mu\text{m}$. Na amostra P5, 10% do volume de partículas possui diâmetro menor do que $1,7\mu\text{m}$, 50% possui diâmetro menor do que $6,0\mu\text{m}$ e 90% são menores do que $10,2\mu\text{m}$. Para a amostra PL1, $4,2\mu\text{m}$, $8,0\mu\text{m}$ e $11,5\mu\text{m}$ são os diâmetros para os quais 10%, 50% e 90% do volume de partículas são menores do que os respectivos diâmetros equivalentes.

Tabela 4.4 – Parâmetros estatísticos da distribuição de tamanho das amostras P0, P5 e PL1

Diâmetro d_p (μm)	Amostras		
	P0	P5	PL1
d_{10}	2,5	1,7	4,2
d_{50}	6,8	6,0	8,0
d_{90}	10,7	10,2	11,5

Conforme observados nos dados da Tabela 4.4, os diâmetros das partículas correspondentes aos parâmetros d_{10} , d_{50} e d_{90} reduziram após 150 horas de uso do fluido erosivo. O aumento dos respectivos parâmetros observado para a amostra PL1 indica que as partículas coletadas na estação de enxágue são maiores do que as partículas mantidas em circulação no circuito de usinagem por hidroerosão. O efeito do aumento de particulado fino no fluido erosivo será discutido no Capítulo 5.

4.3.2 Caracterização geométrica

As imagens binárias utilizadas para determinação do parâmetro SPQ para as partículas do fluido erosivo estão representadas na Figura 4.7 para a amostra P0 e na Figura 4.8 para a amostra P5. Para cada amostra estão apresentadas 20 partículas com $d_p > 7\mu\text{m}$ e 20 partículas com $d_p < 7\mu\text{m}$. Da inspeção visual das imagens, pode ser notada maior angulosidade para as partículas menores.

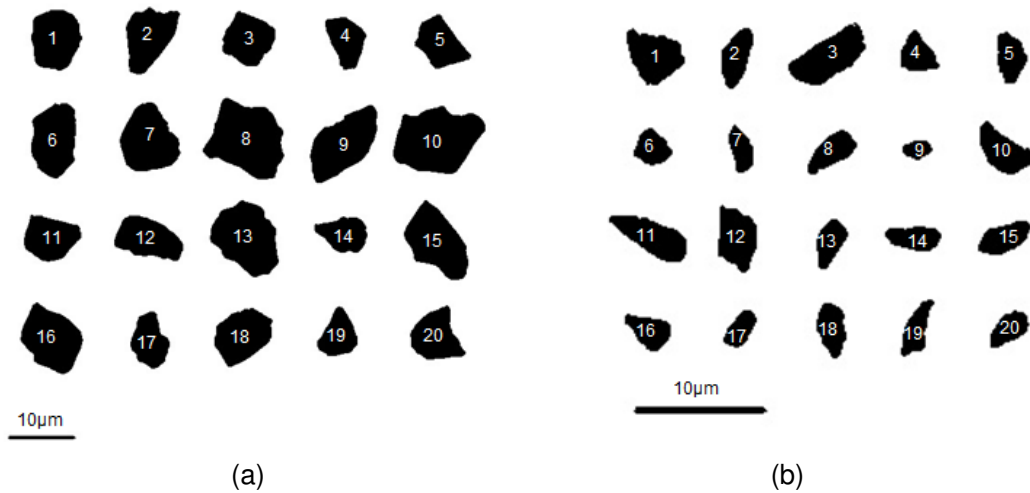


Figura 4.7 – Representação da geometria das partículas da amostra P1: (a) partículas com $d_p > 7\mu m$; (b) partículas com $d_p < 7\mu m$

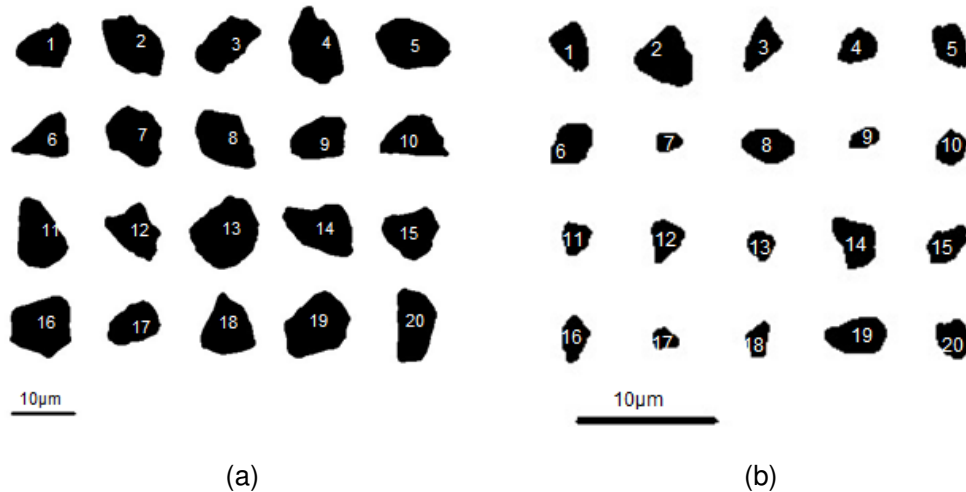


Figura 4.8 - Representação da geometria partículas da amostra P5: (a) partículas com $d_p > 7\mu m$; (b) partículas com $d_p < 7\mu m$

Para a amostra P1, os formatos mais arredondados como os das partículas 1, 7 e 13 (Figura 4.7a), possuem valores de SPQ da ordem de 0,1, o que indica baixa angulosidade e, conseqüentemente, menor capacidade de remoção de material. Por outro lado, partículas com alta angulosidade, como as partículas 4 da Figura 4.7b e 9 da Figura 4.7a, cujos valores de SPQ são maiores do que 0,7 possuem geometria favorável para remoção de material pelo mecanismo de corte. Analogamente, para a

amostra P5, a partícula 3 da Figura 4.8b e a partícula 13 da Figura 4.8a são exemplos de alto e baixo SPQ, respectivamente.

Os valores obtidos para o parâmetro SPQ, determinados pela ferramenta computacional apresentada no APÊNDICE B, estão indicados na Tabela 4.5 para a amostra P1 e na Tabela 4.6 para amostra P5. Em cada tabela estão apresentados os valores para cada uma das 20 partículas com $d_p > 7\mu m$ e das 20 partículas com $d_p < 7\mu m$. Estão indicados também os respectivos valores de ponta sv para cada ponta detectada e o diâmetro d_p de cada partícula, considerado como sendo a distância máxima entre dois pontos da sua projeção bidimensional. Os valores de SPQ máximo, mínimo e médio também são apresentados, juntamente com desvio padrão e coeficiente de variação (COV), definido como a porcentagem do desvio padrão em relação ao SPQ médio.

Tabela 4.5 – Resultado do parâmetro SPQ para partículas da amostra P1

Partícula	Partículas maiores ($d_p > 7\mu m$)					Partículas menores ($d_p < 7\mu m$)							
	valor de ponta (<i>spike value</i>) sv_i				Número de pontas	SPQ	d_p (μm)	valor de ponta (<i>spike value</i>) sv_i			Número de pontas	SPQ	d_p (μm)
	sv_1	sv_2	sv_3	sv_4				sv_1	sv_2	sv_3			
1	0,1603	0,0933			2	0,1268	9,1	0,4261	0,4529	0,8224	3	0,5671	4,8
2	0,7449	0,3407			2	0,5428	11,3	0,8549	0,8331		2	0,8440	4,6
3	0,5241	0,3892	0,3372	0,3647	4	0,4038	8,4	0,5762	0,6328		2	0,6045	6,2
4	0,2096	0,6330			2	0,4213	8,2	0,8062	0,8062		2	0,8062	3,3
5	0,7658	0,1601	0,1350		3	0,3537	8,9	0,7337	0,8581		2	0,7882	3,8
6	0,2515	0,4771			2	0,3643	11,1	0,2306	0,5502	0,4655	3	0,4154	2,8
7	0,2906	0,0359	0,0985		3	0,1417	10,2	0,4467	0,6943		2	0,5705	3,5
8	0,5522	0,4093	0,4951		3	0,4855	13,7	0,1418	0,8225		2	0,4822	4,2
9	0,7195	0,7131			2	0,7163	13,9	0,8461	0,7226		2	0,7844	2,1
10	0,2687	0,4625			2	0,3656	14,4	0,6221	0,8370		2	0,7296	4,7
11	0,4310	0,4813			2	0,4561	8,6	0,4145	0,9238		2	0,6691	6,3
12	0,1486	0,4618			2	0,3052	10,3	0,6547	0,7917		2	0,7232	5,2
13	0,0126	0,0335			2	0,0231	11,6	0,4363	0,8751		2	0,6557	3,8
14	0,0129	0,8439			2	0,4284	7,9	0,5427	0,8605		2	0,7016	4,2
15	0,3112	0,5455			2	0,4284	12,6	0,8206	0,7049		2	0,7627	4,3
16	0,5388	0,5388			2	0,5388	11,2	0,1727	0,8103		2	0,4915	3,6
17	0,2219	0,4505			2	0,3362	8,3	0,5100	0,5349		2	0,5224	3,0
18	0,4974	0,6079			2	0,5527	9,4	0,4770	0,9050		2	0,6911	4,1
19	0,6869	0,0886	0,0006		3	0,2587	7,4	0,9700	0,7305		2	0,8503	4,7
20	0,8306	0,7212	0,1648		3	0,5722	8,7	0,2995	0,7282		2	0,5139	3,5
	SPQ médio 0,3911					SPQ médio 0,6587							
	Desvio Padrão 0,1662					Desvio Padrão 0,1309							
	COV 42%					COV 20%							
	SPQ max 0,7163					SPQ max 0,8503							
	SPQ min 0,0231					SPQ min 0,4154							

Comparando os dados da amostra P1 (Tabela 4.5) com a amostra P5 (Tabela 4.6), não houve alteração significativa no SPQ médio para as partículas com $d_p > 7\mu m$. O mesmo pode ser afirmado para partículas menores ($d_p < 7\mu m$), porém neste caso os resultados podem indicar uma redução do parâmetro. Os coeficientes de variação (COV) das amostras das partículas menores foram de 20% a 27%, enquanto nas partículas maiores o coeficiente atingiu valores superiores a 40%.

Tabela 4.6 - Resultado do parâmetro SPQ para partículas da amostra P5

Partícula	Partículas maiores ($d_p > 7\mu m$)							Partículas menores ($d_p < 7\mu m$)						
	valor de ponta (spike value) sv_i				Número de pontas	SPQ	d_p (μm)	valor de ponta (spike value) sv_i			Número de pontas	SPQ	d_p (μm)	
	sv_1	sv_2	sv_3	sv_4				sv_1	sv_2	sv_3				
1	0,0115	0,4419			2	0,2267	69	8,9	0,4990	0,5669	0,5466	3	0,5375	3,4
2	0,5577	0,5561			2	0,5569	90	12,1	0,5997	0,4120	0,2406	3	0,4175	4,3
3	0,5469	0,1439			2	0,3454	80	11,0	0,8478	0,8477		2	0,8478	4,0
4	0,4720	0,4720			2	0,4720	93	12,2	0,1296	0,4429		2	0,2863	2,9
5	0,2959	0,3642			2	0,3301	91	11,8	0,7341	0,3611		2	0,5476	3,4
6	0,4844	0,3611	0,8881		3	0,5779	68	9,7	0,6098	0,5720		2	0,5909	3,6
7	0,1170	0,3472			2	0,2321	83	10,0	0,7707	0,7350		2	0,7528	1,9
8	0,5390	0,2890			2	0,4140	86	11,5	0,2353	0,5596		2	0,3975	3,7
9	0,3089	0,4218	0,3551		3	0,3920	72	9,5	0,4843	0,4843		2	0,4843	2,3
10	0,1908	0,7721	0,7181		3	0,5603	76	10,6	0,2951	0,7368	0,2627	3	0,4315	2,5
11	0,3796	0,1060			2	0,2428	86	11,3	0,4181	0,4708	0,4423	3	0,4438	2,3
12	0,5131	0,5160	0,6692		3	0,5661	70	9,5	0,1659	0,4910	0,7662	3	0,4743	3,0
13	0,2007	0,1534	0,3486		3	0,2342	101	11,3	0,7550	0,4350		2	0,5950	2,1
14	0,1790	0,4870	0,3462		3	0,3374	89	12,3	0,6093	0,8544		2	0,7318	3,9
15	0,1676	0,1967	0,0650		3	0,1431	75	8,8	0,7698	0,4720		2	0,6209	3,4
16	0,1737	0,4702	0,2914	0,4841	4	0,3548	91	10,7	0,8625	0,5727		2	0,7176	3,2
17	0,1336	0,4435			2	0,2885	67	8,5	0,4904	0,6796		2	0,5850	1,9
18	0,5878	0,4707	0,4160		3	0,4915	81	9,7	0,8967	0,4830		2	0,6899	2,6
19	0,1449	0,3427			2	0,2438	95	11,2	0,2115	0,6006		2	0,4060	4,3
20	0,3784	0,3434			2	0,3609	83	11,4	0,4559	0,3442	0,3337	3	0,3779	2,9
					SPQ médio	0,3685						SPQ médio	0,5468	
					Desvio Padrão	0,1322						Desvio Padrão	0,1481	
					COV	36%						COV	27%	
					SPQ max	0,5779						SPQ max	0,8478	
					SPQ min	0,1431						SPQ min	0,2863	

Nota: O diâmetro médio, determinado a partir da média aritmética das 40 partículas desta amostra possui valor igual a $6,8\mu m$. Este valor é próximo do diâmetro médio determinado a partir da distribuição de tamanho para a mesma amostra, cujo valor é $6,3\mu m$.

Uma análise de variância, apresentada no APÊNDICE D, foi utilizada para complementar a análise dos dados da Tabela 4.5 e Tabela 4.6. Da análise pode ser observado que as duas amostras P1 e P5 apresentaram diferença significativa entre os valores de SPQ para os diâmetros classificados como $d_p < 7\mu m$ e como $d_p > 7\mu m$ de uma mesma amostra, considerando índice de 5% de probabilidade.

Esta diferença de geometria pode ser dada pelo próprio processo de obtenção do particulado após a síntese do carbeto de boro, porém nenhuma evidência foi observada.

Análise similar foi realizada para comparação entre o SPQ das partículas classificadas na mesma faixa de tamanho, porém em diferentes amostras. Dos resultados da análise de variância, apresentados no APÊNDICE D, não há evidências de diferenças significativas ao nível 5% de probabilidade entre as amostras P1 e P5 cujas partículas são classificadas como maiores ($d_p > 7\mu m$). Para as partículas menores ($d_p < 7\mu m$), no entanto, a análise indicou diferença entre as amostras.

4.4 Caracterização do fluido (óleo filtrado)

Os resultados da caracterização do óleo filtrado quanto à viscosidade estão apresentados nesta seção para as amostras F1 a F5. Adicionalmente, são apresentados os resultados da análise da oxidação do óleo para as amostras F1 e F5.

4.4.1 Viscosidade do óleo filtrado

Os resultados das viscosidades para o óleo filtrado das amostras F1 a F5 estão apresentados na Figura 4.9. Como a viscosidade permaneceu praticamente constante para taxas de cisalhamento maiores do que $2s^{-1}$ para todas as amostras, o óleo filtrado foi classificado como um fluido Newtoniano.

Conforme indicado na Figura 4.9 foi observada uma redução da viscosidade do óleo com o aumento do tempo de uso do fluido erosivo. A amostra F5, que corresponde ao tempo mais elevado de utilização do fluido erosivo, apresentou redução da viscosidade de aproximadamente 50% quando comparada com a amostra F1.

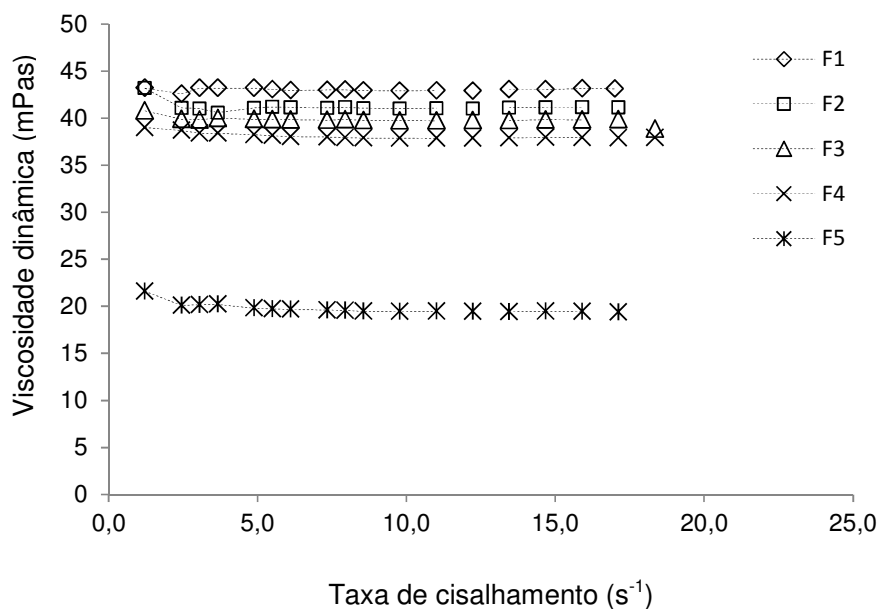


Figura 4.9 – Viscosidades das amostras F1 a F5 (óleo filtrado) a 25°C

4.4.2 Análise química do óleo filtrado

Os espectros de transmitância obtidos pela Espectroscopia no Infravermelho por Transformada de Fourier (FTIR) para as amostras F1 e F5 estão apresentados na Figura 4.10. A baixa e média transmitância observada nos picos próximos aos números de onda 2900 cm^{-1} e 1450 cm^{-1} são características de ligações C–H e C–C, respectivamente.

Pequenas bandas, características do grupo funcional O–H presente em álcool, fenol, enol e ácido carboxílico, podem ser observadas para comprimentos de onda entre 3500 cm^{-1} e 1450 cm^{-1} . A presença deste grupo pode indicar uma pequena oxidação do óleo, porém não foi observada variação significativa entre as amostras F1 e F5.

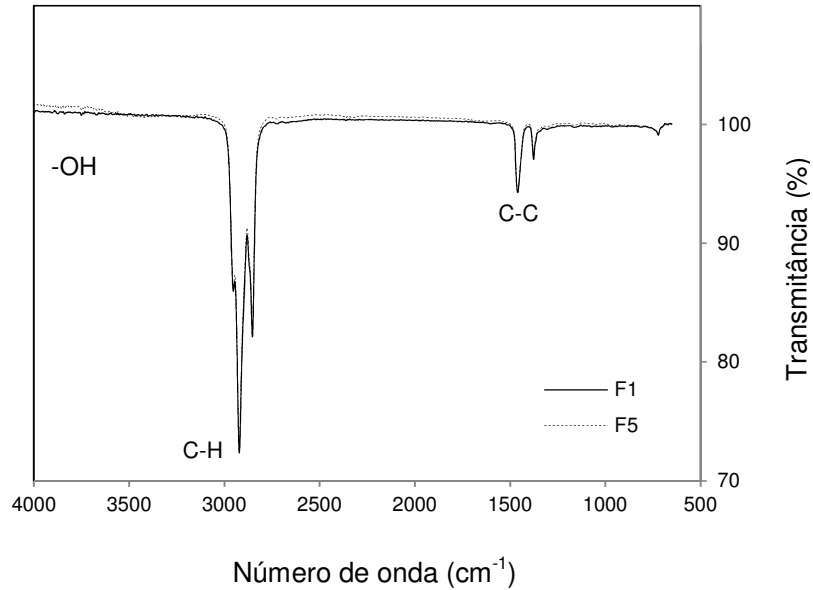


Figura 4.10 – Resultados da análise FTIR para as amostras F1 e F5

4.5 Condições de impacto das partículas

Os resultados para a velocidade do fluido erosivo, o acoplamento entre partículas e fluido e a estimativa para velocidade de impacto das partículas é apresentado nesta seção.

4.5.1 Velocidade do fluido erosivo

A velocidade do fluido erosivo, determinada pela equação (3.12) do item 3.6.2, resulta em $\|\vec{U}_{FE}\| = 135$ m/s. Os resultados para o número de Reynolds para as cinco amostras do fluido erosivo estão apresentados na Tabela 4.7. Como $Re_{FE} < 2300$ para todos os casos, o escoamento no canal, dadas as hipóteses consideradas, pode ser aproximado como laminar.

Tabela 4.7 – Número de Reynolds para o escoamento

Amostra	Re_{FE}
FE1	289
FE2	275
FE3	292
FE4	322
FE5	702

4.5.2 Acoplamento entre partículas e velocidade das partículas

Os resultados dos momentos de equilíbrio, que caracterizam o acoplamento entre as partículas e o fluido estão apresentados na Tabela 4.8 para os diâmetros equivalentes a d_{10} , d_{50} e d_{90} das amostras FE1 e FE5.

Tabela 4.8 – Resultados dos momentos de equilíbrio para os diâmetros equivalentes a d_{10} , d_{50} e d_{90} das amostras FE1 e FE5

Amostra FE1		Amostra FE5	
Diâmetro (μm)	Momento de equilíbrio	Diâmetro (μm)	Momento de equilíbrio
$d_{10} = 2,5$	$\lambda_{10} = 0,06$	$d_{10} = 1,7$	$\lambda_{10} = 0,06$
$d_{50} = 6,8$	$\lambda_{50} = 0,43$	$d_{50} = 6,0$	$\lambda_{50} = 0,74$
$d_{90} = 10,7$	$\lambda_{90} = 1,06$	$d_{90} = 10,2$	$\lambda_{90} = 2,14$

Embora tenha sido observada uma redução do diâmetro equivalente a d_{10} da amostra FE1 para a amostra FE5, o momento de equilíbrio λ_{10} , que é diretamente proporcional ao quadrado do diâmetro da partícula, não sofreu alteração. Analisando a equação (3.13), o momento de equilíbrio λ_{10} permaneceu constante devido à redução da viscosidade do óleo da amostra F5, também obtida da amostra do fluido erosivo FE5. Para esta condição, a redução da viscosidade resultou em redução da

fração de forças viscosas, contribuindo para que as forças inerciais permanecessem equivalentes para as duas amostras, mesmo com a redução do diâmetro para a amostra final. Para ambas as amostras, $\lambda \ll 1$, o que corresponde a uma condição de alto acoplamento entre as partículas e o fluido.

Para o diâmetro equivalente a d_{90} , a viscosidade reduzida da amostra F5 foi dominante para que o momento de equilíbrio λ_{90} se tornasse aproximadamente duas vezes maior do que no início do período. Para este caso, os diâmetros no início e final são aproximadamente iguais, sendo a redução da viscosidade responsável pelo aumento da fração de forças inerciais, que resultam em aumento do momento de equilíbrio e, conseqüentemente, do desacoplamento entre partícula e fluido ($\lambda \gg 1$).

Analogamente, para o diâmetro equivalente a d_{50} , as partículas passaram de uma condição de acoplamento intermediário para uma condição próxima do limite em que a parcela de forças inerciais não pode ser desprezada ($\lambda \approx 1$).

As estimativas para os módulos das velocidades das partículas, determinadas pela equação (3.18), estão indicadas na Tabela 4.9. Os resultados consideram os diâmetros equivalentes a d_{10} , d_{50} e d_{90} .

Tabela 4.9 – Resultados da velocidades das partículas para os diâmetros equivalentes a d_{10} , d_{50} e d_{90} das amostras P1 e P5

Amostra FE1		Amostra FE5	
Diâmetro (μm)	Velocidade da partícula (m/s)	Diâmetro (μm)	Velocidade da partícula (m/s)
$d_{10} = 2,5$	$\ U_p\ _{10} = 135,00$	$d_{10} = 1,7$	$\ U_p\ _{10} = 135,01$
$d_{50} = 6,8$	$\ U_p\ _{50} = 135,03$	$d_{50} = 6,0$	$\ U_p\ _{50} = 135,16$
$d_{90} = 10,7$	$\ U_p\ _{90} = 135,08$	$d_{90} = 10,2$	$\ U_p\ _{90} = 135,47$

As partículas com maiores diâmetros apresentam velocidades maiores, porém não houve aumento expressivo entre as amostras. A viscosidade exerce influência

similar ao discutido para o momento de equilíbrio. Sua redução na segunda amostra contribui para o aumento da velocidade para cada diâmetro. Para o diâmetro equivalente a d_{90} da amostra FE5, por exemplo, a partícula possui velocidade relativa igual a $\|\vec{U}_p\| - \|\vec{U}_f\| = 0,47$ m/s, considerando a velocidade do fluido $\|\vec{U}_f\|$ igual a 135m/s e as hipóteses simplificadoras impostas na seção 3.6.3. Assim, velocidades maiores das partículas contribuem, de maneira similar aos altos valores do momento de equilíbrio, para que determinada partícula esteja na condição de baixo acoplamento.

4.5.3 Distância ente partículas

Os resultados para as distribuições de distâncias entre partículas estão apresentados na Figura 4.11 para as amostras FE1 e FE5.

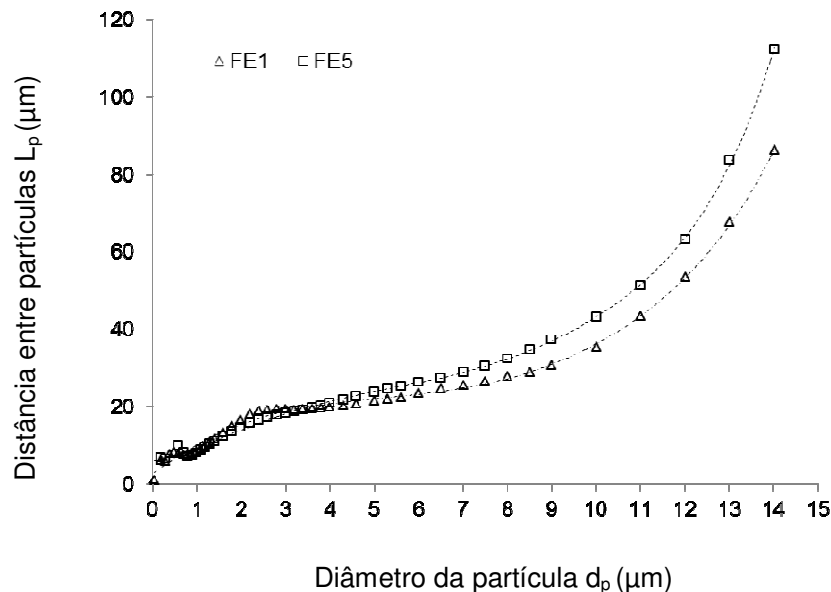


Figura 4.11 – Distâncias teóricas entre partículas para as amostras P1 e P5 para um arranjo cúbico isolado para cada tamanho de partícula

Apesar de os resultados apresentados na Figura 4.11 considerarem as distâncias entre centros de partículas com mesmo diâmetro isoladamente, é possível

utilizar este parâmetro como indicativo de interação entre as partículas inseridas em um sistema representativo do fluido erosivo para as duas amostras.

É possível observar, por exemplo, que a partir do diâmetro $d_p = 4\mu\text{m}$, a distância entre partículas do mesmo tamanho aumenta gradativamente da amostra representativa do fluido erosivo no início (FE1) para o final (FE5) do período avaliado. Este aumento da distância L_p é resultante da redução do volume percentual de partículas no período.

Efeito inverso é observado para diâmetros entre $d_p = 2\mu\text{m}$ e $d_p = 3\mu\text{m}$, para os quais houve diminuição da distância entre partículas comparando o início e o final do monitoramento. A distância L_p foi reduzida nesta faixa devido ao aumento percentual de volume de partículas menores no final do período. Estes resultados estão em conformidade com as distribuições de tamanhos de partículas, que indicaram perda de partículas grandes e acúmulo de particulado fino no decorrer do processo de usinagem por hidroerosão.

5 DISCUSSÃO DOS RESULTADOS

Neste capítulo serão discutidos os resultados apresentados no Capítulo 4. A discussão é baseada nos efeitos das variáveis relacionadas ao fluido erosivo, às partículas sólidas e ao óleo na redução da eficiência do processo de usinagem por hidroerosão.

5.1 Efeito das variáveis relacionadas ao fluido erosivo na eficiência da usinagem por hidroerosão

Os valores das três variáveis relacionadas ao fluido erosivo estão indicados resumidamente na Figura 5.1. A eficiência do processo, quantificada pela taxa de arredondamento na forma normalizada, reduziu de 0,95 para 0,78 após um intervalo de 100 horas de usinagem por hidroerosão entre as amostras FE1 e FE5.

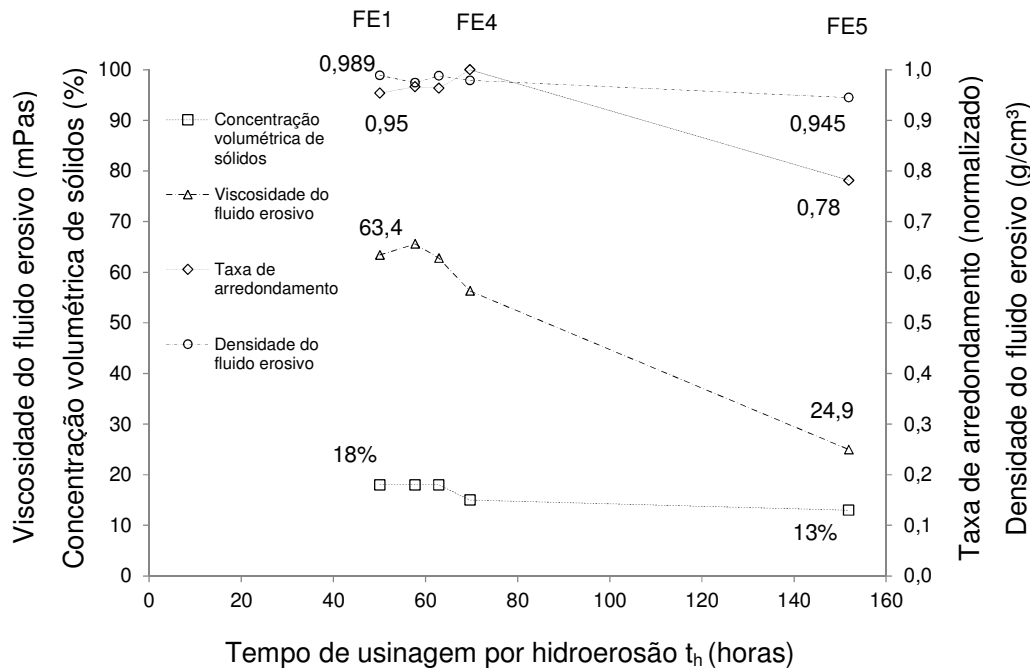


Figura 5.1 – Variação das principais variáveis relacionadas ao fluido erosivo com o tempo acumulado de hidroerosão

O patamar observado para a taxa de arredondamento entre as amostras FE1 e FE4 indica que não há variação significativa da eficiência para um intervalo de 20 horas de usinagem por hidroerosão entre estas amostras.

Embora não tenha sido coletada amostra para o fluido erosivo no tempo $t_h = 0$, a taxa de arredondamento do fluido erosivo neste instante pode ser determinada a partir dos dados do monitoramento para complementar a análise do período máximo de uso do fluido sem que haja perda significativa de eficiência. Utilizando a mesmo método de cálculo dos intervalos de monitoramento correspondentes às amostras FE1 a FE5, a taxa de arredondamento média das primeiras 2,7 horas de produção ($0 \leq t_h \leq 2,7$), que caracteriza a eficiência no instante $t_h = 1,35$ horas, resultou em valor próximo de 1 (normalizado). Portanto pode ser afirmado que não houve perda significativa de eficiência do processo no intervalo entre $1,35 \leq t_h \leq 69,7$. O tempo $t_h = 69,7$ horas corresponde ao instante de coleta da amostra FE4. Com base nestes dados, é possível observar que não houve alteração maior do que 5% da eficiência do processo de usinagem por hidroerosão nas primeiras ≈ 70 horas de uso do fluido erosivo.

Entre as variáveis observadas do fluido erosivo, a concentração volumétrica de sólidos pode exercer influência significativa para a redução da eficiência da remoção. Como não há alteração do fluxo volumétrico entre as amostras, o volume de partículas que colide com a parede, por unidade de tempo, tende a ser reduzido com a redução da concentração volumétrica. A redução da concentração volumétrica de 18% para 13% em 100 horas de utilização do fluido erosivo (Figura 5.1) foi, portanto, responsável por uma parcela da redução da eficiência do processo de usinagem por hidroerosão. Esta afirmativa está de acordo com o previsto no modelo de desgaste erosivo de Finnie (seção 2.5), que afirma que o volume de material removido de uma superfície é diretamente proporcional à massa incidente de partículas.

A densidade do fluido erosivo é uma função das densidades da partícula, do fluido e da concentração volumétrica. A sensível redução de aproximadamente 5% observada depois de transcorridas 100 horas de usinagem por hidroerosão está diretamente relacionada à redução da concentração volumétrica de sólidos.

A viscosidade do fluido erosivo, cuja redução foi de aproximadamente 60% no final do período analisado, é uma função da viscosidade do fluido e da concentração volumétrica de sólidos. De acordo com Gillies *et al* (1999), a viscosidade de um fluido com partículas sólidas em suspensão é dada pela equação (5.1), sendo as constantes B_1 , B_2 e B_3 reportadas pelo autor como sendo iguais a 10; 0,0019 e 20:

$$\frac{\mu_{FE}}{\mu_f} = \left[1 + 2,5\phi_p + B_1\phi_p^2 + B_2^{B_3\phi_p} \right] \quad (5.1)$$

Comparando as viscosidades do fluido erosivo obtidas para as amostras FE1 a FE5 com o modelo de Gillies *et al* (1999), a redução obtida do modelo também resulta em redução de aproximadamente 60% após transcorridas 100 horas de usinagem por hidroerosão, conforme pode ser observado no gráfico da Figura 5.2. No gráfico também foram inseridas as viscosidades do óleo filtrado como referência.

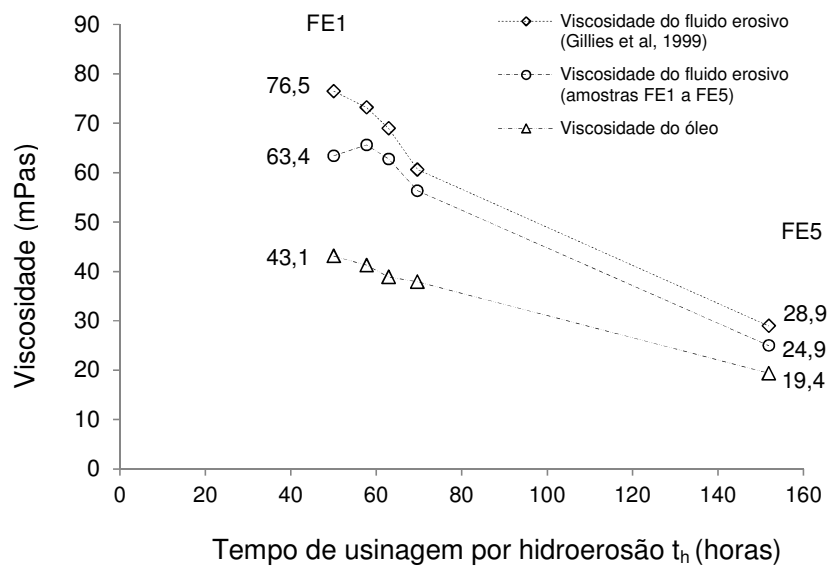


Figura 5.2 – Comparativo entre as viscosidades do fluido erosivo para as amostras FE1 a FE5 com o modelo de Gillies

Dos dados da Figura 5.2 pode ser observado que a redução da viscosidade do fluido erosivo da amostra FE1 para FE5 foi dada pela combinação da redução de

aproximadamente 55% da viscosidade do óleo filtrado das respectivas amostras e da redução de 27% da concentração volumétrica de sólidos. Portanto, a influência da viscosidade do fluido erosivo na taxa de arredondamento será dada indiretamente pela influência destas variáveis. O efeito da viscosidade do óleo filtrado será discutido com detalhes na seção 5.3.

5.2 Efeito das variáveis relacionadas com as partículas abrasivas na eficiência da usinagem por hidroerosão

A primeira variável que será discutida para avaliação da influência das partículas abrasivas na taxa de arredondamento será sua distribuição de tamanho. Inicialmente as partículas sólidas serão consideradas como idealmente esféricas e, a seguir, a geometria será adicionada para complementar a análise.

5.2.1 Distribuição de tamanho das partículas

O aumento de particulado fino presente no fluido erosivo circulante após as 150 horas de tempo de uso, observado pelas curvas de distribuição de frequência de tamanho das partículas e pelos parâmetros estatísticos d_{10} , d_{50} e d_{90} , pode ser avaliado através do momento de equilíbrio das partículas, λ . Este parâmetro foi utilizado para quantificar o nível de acoplamento entre partícula e fluido e, conseqüentemente, avaliar as condições de impacto das partículas nas paredes do canal.

Conforme ilustrado na Figura 5.3, as partículas consideradas com acoplamento alto ($\lambda \ll 1$) acompanham a trajetória do fluido enquanto partículas com baixo nível de acoplamento ($\lambda \gg 1$) tendem a desviar a trajetória devido à incapacidade de responder instantaneamente às mudanças de direção das linhas de corrente do fluido.

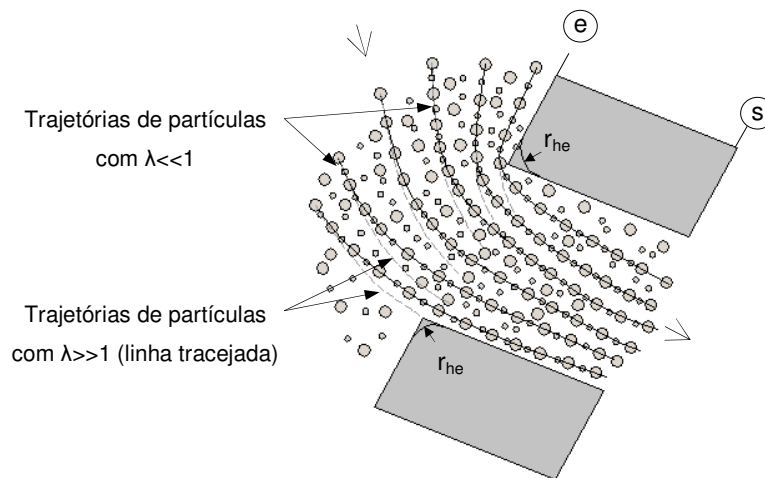


Figura 5.3 – Ilustração da trajetória das partículas na região de entrada do canal de injeção de acordo com o nível de acoplamento

Na Figura 5.4 são apresentados detalhes ampliados das regiões próximas ao raio de arredondamento na seção de entrada do canal. Conforme pode ser observado, a alteração da trajetória das partículas pode alterar o ângulo de impacto ou até mesmo evitar a colisão com a parede. Esta é uma condição de fundamental importância para determinação do mecanismo preferencial de remoção de material, já que o ângulo de impacto é fator decisivo para que o mecanismo de corte seja predominante.

Pela análise da condição de impacto ilustrada na Figura 5.4a, se a partícula tiver acoplamento baixo ($\lambda \gg 1$), a partícula desviada da linha de corrente pode colidir com menor energia ou desviar totalmente da trajetória que provocaria a colisão. Efeito contrário seria observado para acoplamento alto ($\lambda \ll 1$). Para a condição da Figura 5.4b, o desvio da partícula com baixo acoplamento ($\lambda \gg 1$) resultaria em uma incidência com maior ângulo de impacto do que as partículas que seguem a linha de corrente para o interior do canal. Este aumento do ângulo de impacto pode resultar em predominância do mecanismo de remoção por deformação, condição menos favorável que o mecanismo de corte para a condição de incidência a baixo ângulo das partículas que seguem as linhas de corrente ($\lambda \ll 1$).

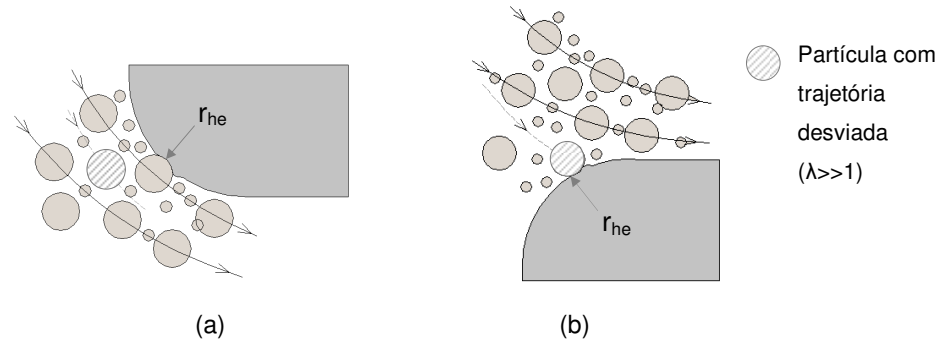


Figura 5.4 – Detalhe ampliado da condição de impacto de partículas com alto momento de equilíbrio ($\lambda \gg 1$): (a) região superior da entrada do canal de injeção e (b) região inferior

Na Figura 5.5 estão indicadas as porcentagens em volume de partículas para os quais os momentos de equilíbrio calculados para todos os diâmetros d_p da amostra FE1 são classificados de acordo com o respectivo tipo de acoplamento. De acordo com o gráfico, 55,8% do volume de partículas possui acoplamento alto ($\lambda \ll 1$), o que corresponde a todas as partículas cujo diâmetro é menor do que $7,3\mu\text{m}$. O volume de partículas que satisfaz a condição de acoplamento intermediário ($\lambda \approx 1$) representa 40,9% e corresponde às partículas com diâmetros entre $7,3\mu\text{m}$ e $12,6\mu\text{m}$. Para esta amostra, apenas 3,3% das partículas cujo diâmetro é maior do que $12,6\mu\text{m}$ apresentam acoplamento considerado baixo ($\lambda \gg 1$).

Na Figura 5.6 são apresentadas as porcentagens em volume de partículas classificadas de acordo com o tipo de acoplamento para a amostra FE5. O volume de partículas com acoplamento alto ($\lambda \ll 1$) reduziu para 38,5%, correspondendo a partículas com diâmetros menores do que $4,9\mu\text{m}$. O fator determinante para a redução do diâmetro de transição de $7,3\mu\text{m}$ (amostra FE1) para $4,9\mu\text{m}$ (amostra FE5) que delimita a condição de acoplamento alto e intermediário foi a redução da viscosidade do óleo, uma vez que a viscosidade do fluido é inversamente proporcional ao momento de equilíbrio. A redução das forças viscosas na partícula e o conseqüente aumento da contribuição das forças inerciais implicam na redução do diâmetro da partícula para que a mesma condição de acoplamento seja estabelecida. Assim, partículas com tamanho levemente inferior a $7,3\mu\text{m}$, por exemplo, que estariam em condição de alto acoplamento no início (amostra FE1),

passariam para condição de baixo acoplamento no final do período (amostra FE5).

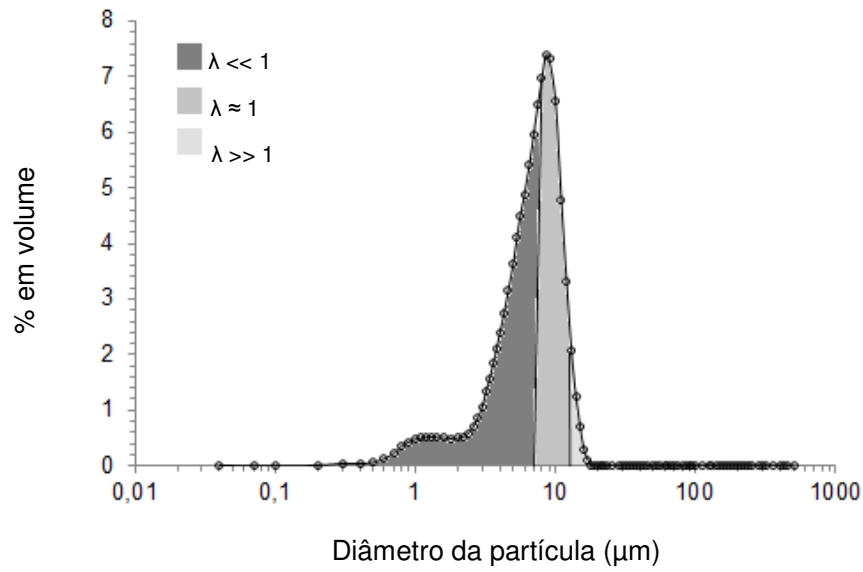


Figura 5.5 – Porcentagem em volume de partículas com $\lambda \ll 1$, $\lambda \approx 1$ e $\lambda \gg 1$ para a amostra FE1

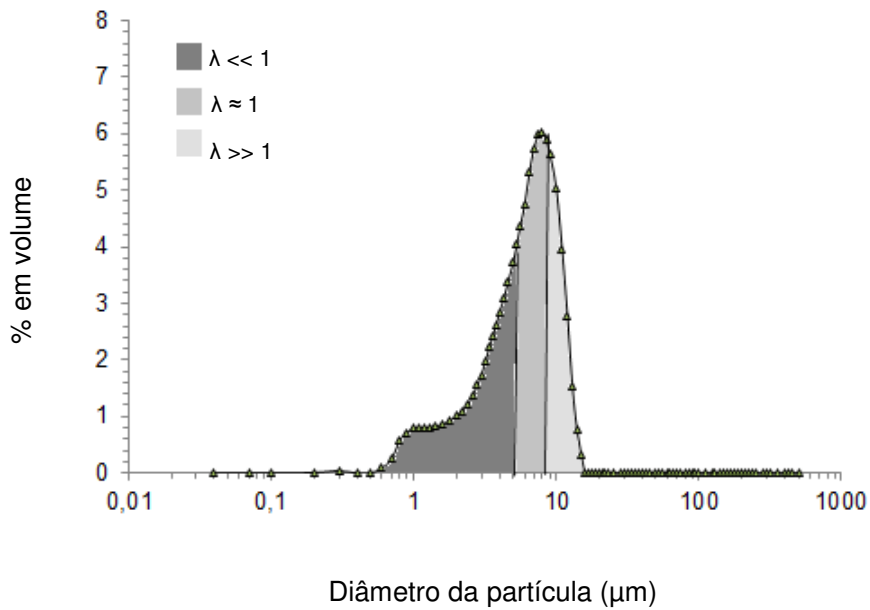


Figura 5.6 - Porcentagem em volume de partículas com $\lambda \ll 1$, $\lambda \approx 1$ e $\lambda \gg 1$ para a amostra P5

Partículas com acoplamento intermediário ($\lambda \approx 1$) representam, para a amostra FE5, 38,9% em volume. Este valor é próximo ao obtido para amostra FE1, porém

esta condição é estabelecida para diâmetros menores, entre 4,9µm e 8,5µm. Finalmente, as partículas com acoplamento baixo ($\lambda \gg 1$) correspondem a 22,6% do volume de partículas, sendo estas com diâmetros maiores do que 8,5µm.

O resumo das taxas de arredondamento e das porcentagens de partículas classificadas segundo o nível de acoplamento está indicado na Figura 5.7, em que também estão incluídos os respectivos diâmetros que definem as transições de nível de acoplamento.

Dado que o baixo acoplamento das partículas é desfavorável para a remoção de material, conforme ilustrado na Figura 5.4, a amostra FE5 teve sua taxa de arredondamento reduzida devido à menor porcentagem em volume de partículas com acoplamento alto ($\lambda \ll 1$). Adicionalmente, devido à redução da viscosidade do óleo, a transição entre os níveis de acoplamento máximo e intermediário reduziu de 7,3 µm (amostra FE1) para 4,9µm (amostra FE5). Esta alteração indica que, além de o volume de partículas que possui acoplamento alto ter sido reduzido para a amostra FE5, as partículas que satisfazem esta condição são menores do que as partículas que atendem a mesma condição para a amostra FE1 e, conseqüentemente, a energia transferida no impacto é menor.

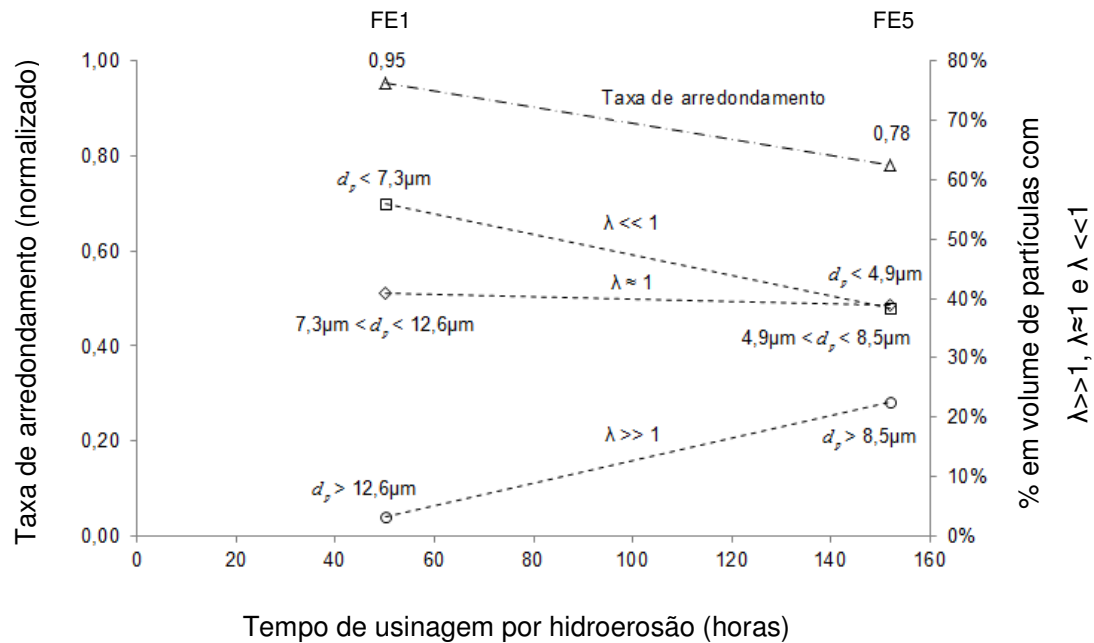


Figura 5.7 – Resumo das porcentagens em volume de partículas com $\lambda \ll 1$, $\lambda \approx 1$ e $\lambda \gg 1$ para as amostras FE1 e FE5

O momento de equilíbrio pode ser também utilizado para justificar a perda de partículas maiores detectada na distribuição de tamanho da amostra PL1 da estação de enxágue e o conseqüente aumento do volume de partículas menores no fluido erosivo circulante na estação de usinagem por hidroerosão.

Conforme ilustrado na Figura 5.8, há maior possibilidade de as partículas com menor acoplamento ($\lambda \gg 1$) desviarem das trajetórias coincidentes com as linhas de corrente do escoamento para o interior dos canais de injeção e fiquem acumuladas no fundo do canal principal do bico injetor. Quando o bico injetor é deslocado automaticamente para a estação de enxágue, as partículas remanescentes no fundo do canal são eliminadas pela passagem do óleo de limpeza e acumuladas no tanque da estação de enxágue. Como a viscosidade do óleo diminui com o aumento do tempo de uso do fluido erosivo, é possível afirmar que o acúmulo de partículas maiores é mais acentuado no início e é reduzido gradativamente à medida que o diâmetro de transição entre acoplamento alto e intermediário é reduzido devido à redução da viscosidade.

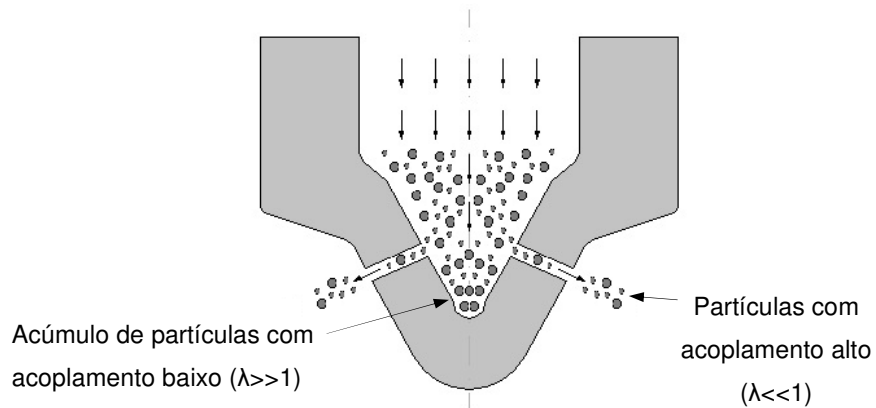


Figura 5.8 – Ilustração do acúmulo de partículas com alto momento de equilíbrio no fundo do canal principal do bico injetor

Outro fator desfavorável para o aumento de particulado fino no fluido erosivo é o aumento da interação entre partículas. Como o aumento da porcentagem de partículas menores, a distância entre partículas para esta faixa de tamanho é reduzida, conforme observado nos resultados da distância teórica entre partículas,

L_p , apresentados na seção 4.5.3. A redução da distância entre partículas aumenta a probabilidade de desvio de trajetória devido ao aumento das colisões entre partículas, condição desfavorável para a remoção. Adicionalmente, se uma grande quantidade de partículas pequenas está presente no fluido erosivo, há possibilidade deste particulado fino atuar como barreira protetora nas proximidades da parede de entrada do canal, reduzindo a eficiência da colisão das partículas maiores.

5.2.2 Geometria das partículas

Os valores médios do parâmetro SPQ para as amostras P1 e P5 reduziram para as duas faixas de tamanho analisadas, sendo a redução mais pronunciada para partículas menores, conforme apresentado no item 4.3.2.

Para complementar a análise da geometria, a mesma classificação de acoplamento utilizada para análise da influência da distribuição de tamanho das partículas foi incluída. Na Figura 5.9 estão apresentados gráficos que indicam a condição de acoplamento de cada uma das 40 partículas selecionadas para determinação do SPQ das amostras FE1 e FE5.

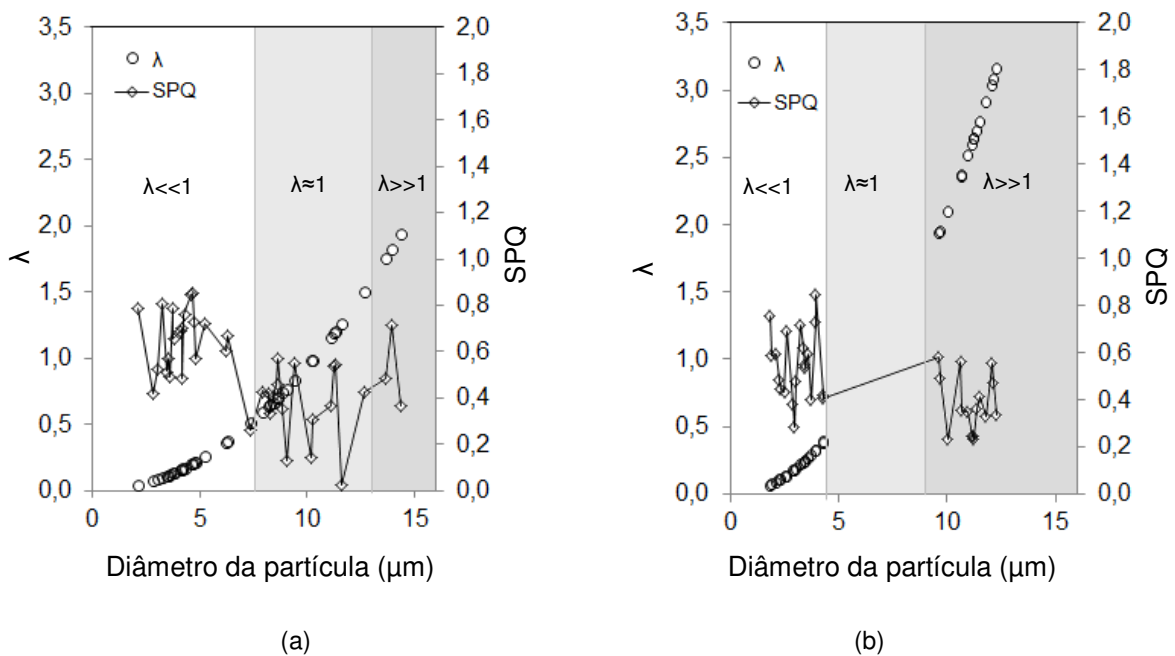


Figura 5.9 – Gráfico comparativo dos valores obtidos para SPQ para cada condição de acoplamento das partículas das amostras: (a) FE1 e (b) FE5

Comparando os dados das amostras FE1 (início) e FE5 (final), indicados na Figura 5.9a e Figura 5.9b, respectivamente, pode ser observado que partículas classificadas como acoplamento alto ($\lambda \ll 1$) apresentaram queda sensível do SPQ ao final do período. Para a maioria das partículas com diâmetro de até $5\mu\text{m}$, a faixa de variação do SPQ passou de aproximadamente 0,4 a 0,8 para aproximadamente 0,4 a 0,7 da amostra FE1 para FE5, desconsiderando partículas com alta dispersão. Para as partículas classificadas como acoplamento baixo ($\lambda \gg 1$), não foi observada a redução, já que um pequeno número de partículas foi considerado nesta condição de acoplamento na primeira amostra.

Analisando as amostras isoladamente podem ser observados, para os dois casos, reduções do valor do SPQ conforme as partículas aumentam de diâmetro e passam da condição de acoplamento alto para baixo (Figura 5.9).

Conforme já discutido no item 5.2.1 e apresentado resumidamente na Figura 5.7, a porcentagem em volume de partículas que atendem à condição de acoplamento máximo reduziu da amostra inicial (FE1) para a amostra final (FE5). Como houve redução da taxa de arredondamento, o alto acoplamento ($\lambda \ll 1$) foi considerado como sendo favorável para a remoção de material, já que as partículas acopladas seguem o fluido e incidem na superfície a baixos ângulos, condição favorável para a predominância do mecanismo de remoção por corte. Incluindo a geometria como variável nesta análise, o fato de o parâmetro SPQ ter sido sensivelmente reduzido para partículas nesta condição de acoplamento pode ter contribuído para a redução da taxa de arredondamento observada.

5.3 Efeito das variáveis relacionadas com o fluido (óleo)

As propriedades do óleo que compõe o fluido erosivo influenciaram significativamente a taxa de arredondamento. Sua viscosidade influenciou diretamente o nível de acoplamento entre partícula e fluido, fator considerado determinante para a condição de impacto da partícula nas paredes dos canais de injeção. Como a viscosidade do óleo reduziu de 43,1mPas para 19,4mPas do início (amostra F1) para o final (amostra F5) do período analisado, o momento de equilíbrio de partículas com mesmo diâmetro foi aumentado. Fisicamente, este

aumento indica menor contribuição das forças viscosas em comparação com forças inerciais. Como resultado, a partícula sólida se torna menos acoplada ao fluido e tende a desviar das linhas de corrente do escoamento para o interior do canal. Conforme discutido anteriormente, esta condição é desfavorável para a remoção.

Dos espectros de transmitância obtidos pela Espectroscopia no Infravermelho por Transformada de Fourier (FTIR) para as amostras F1 e F5, apresentados na Figura 4.10, não houve evidência da presença do grupo funcional O-H que poderia justificar a queda expressiva da viscosidade do óleo no período. Apenas pequenas bandas características deste grupo funcional foram observadas para comprimentos de onda entre 3500 cm^{-1} e 1450 cm^{-1} , porém não suficientes para indicar degradação do óleo por oxidação.

6 CONCLUSÃO

Após a análise dos resultados apresentados neste trabalho relativos a um tempo total de 150 horas de uso do fluido erosivo no processo de usinagem por hidroerosão sem renovação de partículas abrasivas, pode-se concluir que:

- 1) A taxa média de arredondamento, parâmetro utilizado como indicador de eficiência do processo, reduziu 20% para um intervalo de 150 horas de uso do fluido erosivo sem renovação de partículas abrasivas. Não houve redução significativa da eficiência para as primeiras ≈ 70 horas de uso do fluido erosivo. Este valor pode ser utilizado como referência de período máximo de processamento sem renovação de partículas para que a eficiência de remoção não tenha alteração maior do que 5%.
- 2) Houve redução de 28% da concentração volumétrica de sólidos do fluido erosivo após um intervalo de 100 horas de uso. Esta redução foi dada principalmente pela perda de partículas abrasivas no processo de enxágue do bico injetor detectadas na análise de amostra coletada desta estação ao final do período monitorado. Como consequência, foi observado aumento da porcentagem em volume de particulado fino presente no fluido erosivo circulante na estação de usinagem por hidroerosão.
- 3) O momento de equilíbrio é um parâmetro útil para complementar a análise do efeito da distribuição de tamanho de partículas do fluido erosivo na taxa de arredondamento ou eficiência do processo. Partículas com alto acoplamento com o fluido tendem a colidir com as paredes do canal de injeção a baixo ângulo e, conseqüentemente, há predominância do mecanismo de corte. Portanto é possível concluir que partículas com alto acoplamento com o fluido, que equivalem a baixo momento de equilíbrio ($\lambda \ll 1$), são mais favoráveis para a remoção de material do fluido erosivo. O momento de equilíbrio pode justificar também a presença de partículas maiores no tanque

de enxágue, já que partículas com baixo acoplamento tendem a desviar do canal de injeção e a acumular no canal principal do bico injetor, de onde são removidas no posterior processo de enxágue.

- 4) Ao final do período analisado, o volume de partículas presentes no fluido erosivo para as quais o acoplamento é classificado como alto ($\lambda \ll 1$) reduziu de 55,8% para 38,5%. Dadas as hipóteses simplificadoras para as interações hidrodinâmicas para a determinação do momento de equilíbrio, é possível concluir que a redução do volume de partículas com alto acoplamento contribui para a redução da taxa média de remoção.
- 5) A viscosidade do óleo reduziu 50% após um intervalo de 100 horas de uso do fluido erosivo. Esta redução implicou na redução do diâmetro máximo de 7,3 μm para 4,9 μm para que as partículas fossem consideradas na mesma condição de acoplamento alto ($\lambda \ll 1$) do início do período. Portanto, a redução da viscosidade do óleo contribui para a redução da taxa média de arredondamento do processo de usinagem por hidroerosão.
- 6) A angulosidade das partículas com alto acoplamento ($\lambda \ll 1$), quantificada pelo parâmetro SPQ foi sensivelmente reduzida no intervalo de 100 horas de uso do fluido erosivo. Esta redução pode ter contribuído para a redução da taxa de arredondamento observada.

7 SUGESTÃO PARA TRABALHOS FUTUROS

Após a análise dos resultados obtidos para as 100 horas de monitoramento do processo de usinagem por hidroerosão sem adição de partículas, as seguintes sugestões são apresentadas para dar continuidade ao trabalho:

- 1) Simulação numérica do escoamento no processo de usinagem por hidroerosão para obtenção das condições de impacto das partículas.
- 2) Estudo da viabilidade de implantação de sistema de monitoramento da distribuição de tamanho durante o processo de usinagem e adição automática de particulado para correção da distribuição.
- 3) Investigação da queda da viscosidade do óleo após longo período de utilização.
- 4) Trabalhos teóricos e experimentais para determinação da combinação de viscosidade do óleo e faixa de tamanho de partículas que resultem em maior eficiência do processo. Os resultados podem ser utilizados para definição dos parâmetros do processo bem como dos intervalos de adição de partículas e adição ou troca de óleo.

8 REFERÊNCIAS

BITTER, J.G.A. **A study of erosion phenomena – Part I.** Wear, Volume 6, 1963, pages 5 - 21.

BITTER, J.G.A. **A study of erosion phenomena – Part II.** Wear, Volume 6, 1963, pages 169 - 190.

DESALE, G. R., BHUPENDRA, K. G, JAIN, S. C. **Effect of erodent properties on erosion wear of ductile type materials.** Wear, Volume 261, 2006, pages 914 - 921.

DIVER, C., ATKINSON, J., BEFRUI, B., HELML, H.J., LI, L. **Improving the geometry and quality of a micro-hole fuel injection nozzle by means of hydroerosive grinding.** Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Volume 221 Part B: Journal of Engineering Manufacture, 2007, pages 1-9.

EISEN, S., OFNER, B., MAYINGER, F. **Investigations of Common-Rail Fuel Injection Technique in DI-Diesel-Engines.** Proceedings of Symposium On Energy Engineering In The 21st Century, 2000, Hong Kong, China.

ENGEL, P.A. **Impact Wear of Materials.** Tribology Series, Volume 2, Elsevier Science Publishers B. V, 1978. PDF file available from <http://www.sciencedirect.com>.

FINNIE, I. **Erosion of surfaces by solid particles.** Wear, Volume 3, 1960, Pages 87 - 103.

FINNIE, I. **Some reflections on the past and future of erosion.** Wear, Volumes 186 - 187, 1995, Pages 1 - 10.

FREITAG, A. **The rise of today's clean diesel vehicles: performance, benefits and market growth.** Diesel Technology forum, Washington, D.C., 2011, Pages 1-29.

GHANDI, B.K., BORSE, S.V. **Nominal particle size of multi-sized particulate slurries for evaluation of erosion wear and effect of fine particles.** Wear, Volume 257, 2004, Pages 73 - 79.

GILLIES, R.G., HILL, K.B., MCKIBBEN, M.J., SHOOK, C.A. **Solids transport by laminar Newtonian flow**. Powder Technology, Volume 104, 1999, pages 269 – 277.

HAMBLIN, M.G., STACHOWIAK, G.W. **Description of Abrasive Particle Shape and Its Relation to Two-Body Abrasive Wear**. Tribology Transactions, Volume 39, 1996, pages. 803-810.

HUMPHREY, J. **Fundamentals of fluid motion in erosion by solid particle impact**. International Journal of Heat and Fluid Flow, Volume 11, No. 3, 1990, Pages 170-195.

HUTCHINGS, I.M. **Tribology: Friction and Wear of engineering materials**, Butterworth-Heinemann, 1992.

LEVY, A.V., HICKEY, G. **Liquid-solid particle slurry erosion of steels**. Wear, Volume 117, 187, pages 129 -146.

LINDSTRÖM, M. **Injector Nozzle Hole Parameters and their Influence on Real DI Diesel Performance**. Licentiate thesis: Department of Machine Design (Royal Institute of Technology). Kungliga Tekniska Högskolan, Stockholm, 2009.

LYNN, R.S., WONG, K.K., CLARK, H.M. **On the particle size effect in slurry erosion**. Wear, Volume 149, 1991, Pages 55 - 71.

MASSARANI, G. **Fluidodinâmica em Sistemas Particulados**. E-Papers, 2^o Edição, 2002. Disponível em <http://www.googlebooks.com>. Páginas 24 - 25.

MISRA, A. and FINNIE, I. **On the size effect in abrasive and erosive wear**. Wear, Volume 65, 1981, pages 359 – 373.

OLIVEIRA, E.E.M. **Estudo de sinterização e análise microestrutural de alumina - carbeto de boro (Al₂O₃-B₄C)**. Dissertação de Mestrado: Instituto de Pesquisas Energéticas e Nucleares, São Paulo, 1995.

PAYRI, R, GARCÍA, J.M., SALVADOR, F.J., GIMENO, J. **Using spray momentum flux measurements to understand the influence of diesel nozzle geometry on spray characteristics**. Fuel, Volume 84, 2005, Pages 551–561.

PEKER, S. HELVACI, S. **Solid-Liquid Two Phase Flow**. Elsevier Science; 1 edition, 2008. PDF file available from <http://www.sciencedirect.com>.

POTZ, D., CHRIST, W., DITTUS, B. **Diesel Nozzle – The determining interface between injection system and combustion chamber**. Proceedings of Thiesel Conference, Valência, Espanha, 2000, Pages 133 - 138.

RIZKALLA, P.A. **Development of a Hydroerosion Model using a Semi-Empirical Method Coupled with an Euler-Euler Approach**. Doctoral Thesis, Royal Melbourne Institute of Technology, Melbourne, VIC Australia, November 2007. Pages 26-35.

ROSA, E.S. **Escoamento Multifásico Isotérmico: Modelos de Multifluidos e de Mistura**. Bookman, Edição 1, 2011. Disponível em <http://www.googlebooks.com>. Páginas 67-68.

ROYAL DUTCH SHELL. **Shell Tellus S2 V32**. Technical Data Sheet. <http://www.epc.shell.com>. Acesso em 15 de Julho de 2013.

SHI, L., GU, Y., CHEN, L., QIAN, Y., YANG, Z., MA, J. **A low temperature synthesis of crystalline B₄C ultrafine powders**. Solid State Communications, Volume 128, 2003, pages 5–7.

SIN, H., SAKA, N., SUH, N.P. **Abrasive wear mechanisms and the grit size effect**. Wear, Volume 55, 1979, pages 163 – 190.

WEICKERT, M., SOMMERFELD, M., TEIKE, G., IBEN, U. **Experimental and numerical investigation of the hydroerosive grinding**. Powder Technology, Volume 214, 2011, Pages 1-13.

WINTER, J., DITTUS, B., KERST, A., MUCK, O., STUKE, B., VOGEL, A. **Nozzle hole geometry – a powerful instrument for advanced spray design**. Proceedings of Thiesel Conference, Valência, Espanha, 2004.

YAÑEZ, M., BUCALA, V., CABRERA, F., JONES, C., HEGEL, C. **Caracterización de tamaños de partícula: comparación entre difracción laser (LD) y microscopía eletrónica de barrido (SEM)**. 12th Inter-American Microscopy Congress, Cartagena, Colombia, 24-28 September 2013. Resumen PI – 007.

ZHIXIA, H., WENJUN, Z., QIAN, W., ZHAOCHEN, J., ZHUANG, S. **Effect of nozzle geometrical and dynamic factors on cavitating and turbulent flow in a diesel multi-hole injector nozzle**. International Journal of Thermal Sciences, Volume 70, 2013, Pages 132-143.

ZUM GAHR, K.L. **Microstructure and Wear of Materials**. Tribology Series, Volume 10, Elsevier Science Publishers B. V, 1987. PDF file available from <http://www.sciencedirect.com>. Pages 80-131.

APÊNDICE A – COBEF 2013



COMPROMETIDA COM A PROMOÇÃO DO DESENVOLVIMENTO DA ENGENHARIA E DAS CIÊNCIAS MECÂNICAS

7º CONGRESSO BRASILEIRO DE ENGENHARIA DE FABRICAÇÃO
7th BRAZILIAN CONGRESS ON MANUFACTURING ENGINEERING
20 a 24 de maio de 2013 – Penedo, Itaitiaia – RJ - Brasil
May 20th to 24th, 2013 – Penedo, Itaitiaia – RJ – Brazil

EFEITO DAS PROPRIEDADES DO FLUIDO EROSIVO NO PROCESSO DE HIDROEROSÃO

Elis Marina Schvan Wendt, elismarina@hotmail.com¹
Pamela Portela Moreira, pamela.moreira@br.bosch.com²
Mario Coseglio, mariocoseglio@hotmail.com¹
Giuseppe Pintaude, pintaude@utfpr.edu.br¹

¹Universidade Tecnológica Federal do Paraná, Av. Sete de Setembro, 3165, CEP: 80230-901, Curitiba, Brasil

²Robert Bosch Ltda, Av. Juscelino K Oliveira, 11800 - Cidade Industrial Curitiba - PR, 81020-490

Resumo: O processo de usinagem por hidroerosão consiste na passagem de um fluido erosivo, a altas pressões, no interior de canais internos de difícil acesso de componentes mecânicos. O meio erosivo é constituído por partículas abrasivas suspensas em um fluido. As partículas são lançadas contra a superfície provocando a remoção de material pelo impacto sucessivo a altas velocidades, sendo mais pronunciado em regiões em que ocorrem mudanças de direções ou transições abruptas do escoamento. A indústria automotiva pode ser considerada a grande usuária deste tipo de processo de fabricação. Neste trabalho são apresentadas as principais variáveis que constituem o processo, bem como os seus efeitos na eficiência da remoção de material. A caracterização de partículas também é discutida, uma vez que o efeito das mesmas nas propriedades do fluido afeta sobremaneira o processo. Por fim, os desafios atuais sob o ponto de vista industrial são apresentados, assim como as perspectivas de trabalhos futuros na área.

Palavras-chave: hidroerosão, geometria de partículas, erosão

1. INTRODUÇÃO

Diversas indústrias como a aeroespacial, automotiva e de moldes e ferramentas apresentam componentes mecânicos submetidos a condições severas de pressões e temperaturas. Para obtenção de geometrias favoráveis para o aumento do desempenho, confiabilidade e durabilidade de componentes críticos em determinadas condições de operação, processos não convencionais de usinagem que envolvem o escoamento de um fluido erosivo são frequentemente utilizados. A redução da rugosidade superficial e arredondamento de transições internas podem evitar falhas por fadiga e minimizar as perdas de carga.

Um exemplo típico da indústria automotiva é o processo de arredondamento de canais internos de componentes do sistema de injeção de motores a diesel. Neste caso o arredondamento das entradas dos canais de injeção tem como objetivo aumentar do fluxo interno e reduzir as perdas de carga localizadas. De acordo com Winter et al (2005), a geometria dos canais de injeção de motores diesel influencia diretamente a geometria e estabilidade do jato de combustível, o que resulta em melhores condições de descarga. Conseqüentemente, o formato do canal de injeção é um dos fatores dominantes na determinação dos níveis de emissões do sistema. Os canais, caracterizados por apresentarem alta razão de aspecto e diâmetros de 100µm a 200µm, são geralmente obtidos pelo processo de eletroerosão a fio. Posteriormente são submetidos a uma operação de acabamento pelo processo de hidroerosão, que consiste na remoção de material pela passagem de um fluido erosivo (Potz et al, 2000). A mistura, composta por uma fase líquida contínua e uma fase sólida dispersa, escoou através da contração e promove a remoção de rebarbas e posterior arredondamento devido ao impacto dos erodentes a altas velocidades.

O tempo de processamento da hidroerosão depende de inúmeros fatores como dureza, tamanho e geometria dos erodentes. Apesar de muitos trabalhos publicados reconhecerem a importância da influência do comportamento hidrodinâmico da fase fluida no processo de remoção por escoamento bifásico, muitos trabalhos continuam avaliando os mecanismos de desgaste quase exclusivamente em função das propriedades mecânicas dos sólidos e da superfície atingida (Humphrey, 1990). No presente trabalho serão apresentadas as principais variáveis que definem a capacidade de remoção de material, como a diferença de pressão aplicada, as propriedades do fluido, a concentração volumétrica da fase sólida, a distribuição de tamanho e, finalmente, a geometria das partículas suspensas. Um estudo de caso é apresentado com objetivo de avaliar como as variáveis do processo podem influenciar a produtividade do processo de hidroerosão.

2. PROCESSO DE HIDROEROSÃO

O processo de hidroerosão (HE) consiste no arredondamento da região de entrada de transições abruptas de escoamento através da passagem de um fluido contendo partículas em suspensão, tipicamente aplicado em micro canais com diâmetros entre 100µm e 200µm obtidos pelo processo de eletroerosão (Diver, 2006). O objetivo do processo é a remoção de rebarbas e diminuição da rugosidade superficial para evitar perdas de cargas excessivas na região de transição. O resultado é esquematicamente ilustrado na Fig. (1). O principal efeito do arredondamento é o aumento do fluxo volumétrico no interior do componente. Como a região de transição sofrerá desgaste natural devido aos esforços do escoamento do óleo diesel quando o componente estiver em operação, o processo tem o objetivo adicional de calibrar o sistema e prevenir futuros erros de medição para o sistema de injeção a diesel, por exemplo.

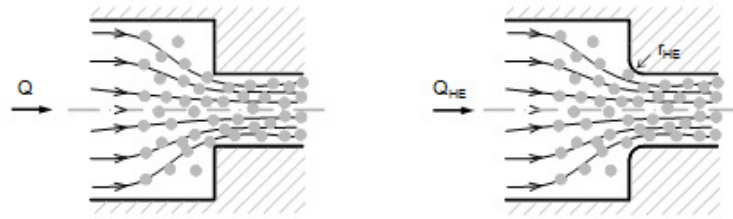


Figura 1. Esquema do arredondamento em uma transição abrupta (a) antes do HE e (b) após HE

O material é removido até que o aumento percentual do fluxo, HE%, atinja o valor especificado em projeto, conforme indicado na Eq. (1), em que Q e Q_{HE} representam o fluxo volumétrico antes e depois do arredondamento, respectivamente.

$$HE\% = \frac{Q_{HE} - Q}{Q} \quad (1)$$

O método de controle consiste no monitoramento do fluxo volumétrico, até que seja atingido o valor especificado. O diagrama simplificado do processo é esquematicamente ilustrado na Fig. (2). Um dos principais parâmetros que influenciam fortemente a velocidade de incremento de fluxo é a pressão diferencial aplicada, geralmente em torno de 100 a 200 bar.

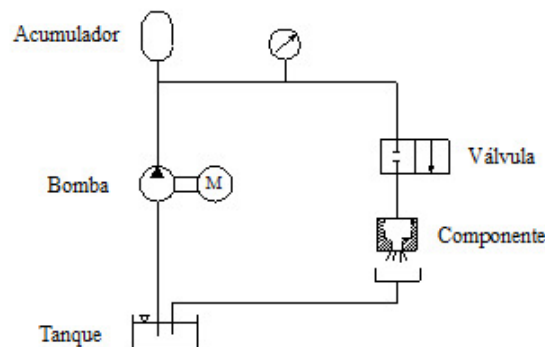


Figura 2 - Esquema do processo de hidroerosão

De acordo com Potz et al (2000), o processo HE pode ser dividido em quatro fases principais, conforme ilustrado na Fig. (3). O efeito geométrico é representado como função do tempo de arredondamento e um parâmetro de desempenho da peça é utilizado para determinar o limite de material a ser removido para que seja atingida a geometria desejada que corresponda ao fluxo especificado. Na primeira fase a geometria da entrada do furo é alterada formando um raio favorável para o escoamento e que resulta em uma elevação rápida do parâmetro de desempenho, que está parcialmente associado ao aumento do fluxo. Na Fase 2 a rugosidade da superfície interna é reduzida e o diâmetro

7º CONGRESSO BRASILEIRO DE ENGENHARIA DE FABRICAÇÃO 20 a 24 de Maio de 2013. Penedo, Itaipava - RJ

interno aumenta sensivelmente (Fase 3), sem efeito pronunciado no desempenho. A etapa posterior (Fase 4) deve ser evitada porque o aumento adicional do diâmetro resulta em efeito negativo para o processo. O tempo de ciclo do processo está associado à taxa de remoção de material, que depende de inúmeros fatores como dureza, tamanho e geometria dos abrasivos, viscosidade do fluido, pressão, concentração volumétrica da fase sólida, entre outras características do escoamento e propriedades do material da peça submetida ao processo.

Para elevados tempos de produção é observado um aumento do tempo de ciclo que pode ser associado à perda de capacidade de remoção do fluido erosivo. A taxa de remoção pode ser avaliada pela relação entre a variação percentual do fluxo volumétrico e o tempo necessário para atingir a condição especificada, conforme indicado na Eq. (2), em que t_{HE} é o tempo de usinagem de um componente.

$$\dot{E} = \frac{HE\%}{t_{HE}} \quad (2)$$

A perda da capacidade de remoção pode ser associada à soma de efeitos da perda da eficiência de corte da fase sólida e alterações de propriedades físico-químicas do fluido. Para que o tempo de ciclo não ultrapasse o tempo limite determinado pela condição de produtividade planejada para o processo, novos abrasivos são adicionados periodicamente ao sistema. A quantidade e frequência de adições definem o consumo de abrasivos para o processo HE e devem ser planejados para que o custo da operação seja minimizado.

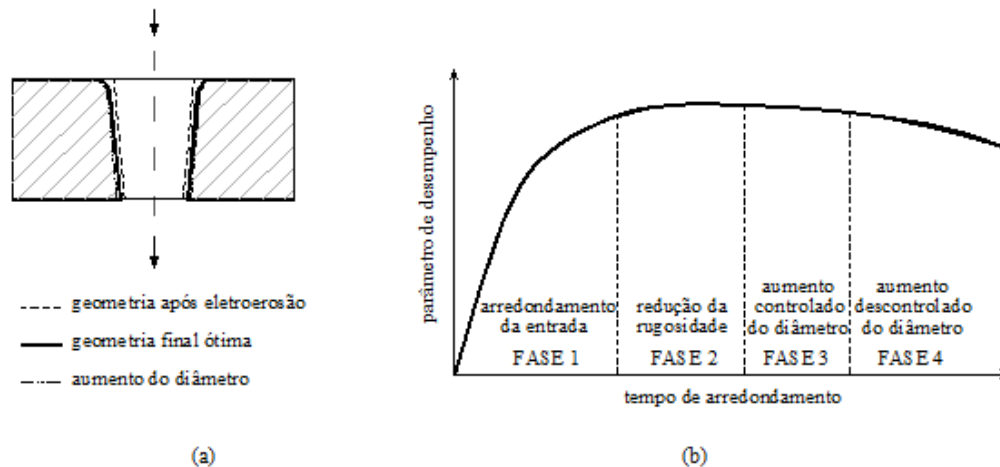


Figura 3 - (a) Esquema da evolução da geometria durante o processo HE e (b) principais etapas do processo HE (Adaptado de Potz et al, 2000)

2.1. Caracterização da fase sólida

As principais características da fase sólida que influenciam a capacidade de remoção de material são o tamanho e a geometria dos erodentes. Dos modelos de erosão de Finnje (1960) e Bitter (1963), a quantidade de material removido da superfície atingida é diretamente proporcional à massa de partículas incidentes. Ensaios de laboratório indicam padrões consistentes da influência do tamanho dos erodentes no processo de hidroerosão, sendo que sólidos suspensos com tamanhos médios maiores são mais favoráveis para a remoção, dada uma mesma concentração.

O tamanho pode ser caracterizado através do diâmetro médio das partículas ou pela distribuição granulométrica, utilizando como referências os parâmetros estatísticos d_{10} , d_{50} e d_{90} .

Erodentes com mesmo tamanho podem apresentar resultados diferentes devido a variações nos seus formatos. Comparando uma partícula de geometria angulosa com uma idealmente esférica, haverá uma tendência de o raio efetivo de contato ser menor para o erosivo irregular submetido às mesmas condições de carregamento. Assim, maior energia cinética será transferida por unidade de área, resultando em maior densidade de energia disponível para a deformação da superfície. Outro aspecto que evidencia a importância da geometria é o ângulo de ataque medido a partir da superfície atingida até a direção de incidência do abrasivo. Para baixos ângulos a remoção é favorecida devido à predominância do mecanismo de microcorte e seu efeito é pronunciado quando a partícula apresenta geometria angulosa.

2.2. Caracterização do fluido

A viscosidade e a densidade são os principais parâmetros utilizados para avaliar o comportamento de escoamentos bifásicos. A densidade da mistura, ρ_m , é definida em termos da concentração volumétrica de sólidos ϕ e a massa específica da partícula e do líquido, ρ_p e ρ_f , respectivamente, conforme indicado na Eq. (3).

$$\rho_m = \phi\rho_p + (1 - \phi)\rho_f \quad (3)$$

De acordo com Senapati et al (2009), Einstein propôs em 1906 um modelo para determinar a viscosidade de misturas de fluidos com partículas sólidas. Neste modelo foram consideradas partículas esféricas com baixa concentração volumétrica ($<0,01$), de modo que as interações entre as partículas podem ser desprezadas. A viscosidade relativa μ_r , definida como a razão entre a viscosidade da mistura μ_m e do fluido μ_f , aumenta com o aumento da fração volumétrica da fase sólida ϕ , conforme pode ser observado na Eq. (4), em que $[\mu]$ é definido como viscosidade intrínseca e para este caso específico corresponde a 0,25.

$$\mu_r = (1 + [\mu]\phi) \quad (4)$$

Diversas adaptações têm sido sugeridas para estender a relação entre concentração e viscosidade para moderadas e altas concentrações. Segundo Senapati et al (2009) o aumento da concentração diminui a distância média d_m entre as partículas e conseqüentemente ocorrem mais colisões (se $d_m \rightarrow 0$ então $\mu_r \rightarrow \infty$). Para limitar o teórico aumento indefinido da viscosidade, a concentração volumétrica máxima ϕ_m é determinada considerando o limite em que $1/\mu_r \rightarrow 0$, conforme ilustrado na Fig. (4a). A influência do tamanho também pode ser observada, sendo $d_{50(1)} > d_{50(2)} > d_{50(3)}$. Para uma mesma concentração volumétrica a viscosidade relativa diminui conforme a partícula aumenta de tamanho. Isto pode ser explicado pela redução das interações partícula-partícula devido ao aumento do espaçamento médio.

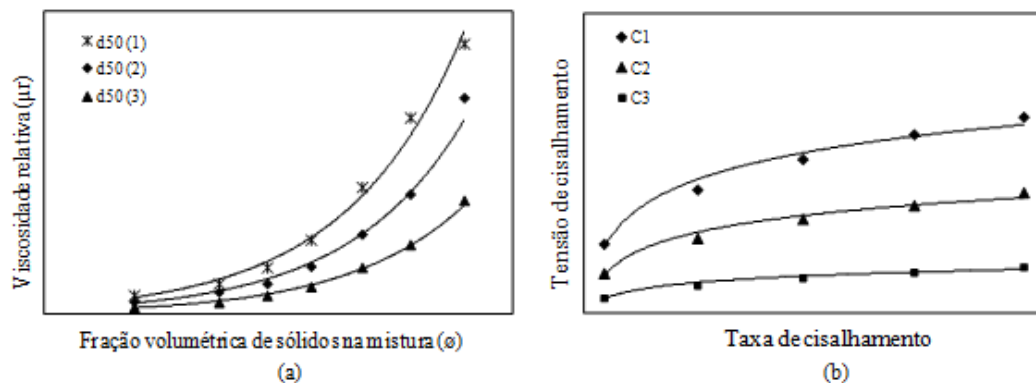


Figura 4 - Concentração volumétrica máxima (Adaptado de Senapati et al, 2009)

Senapati et al (2009) propôs um modelo baseado em resultados experimentais da viscosidade de misturas com diferentes concentrações ($C_1 > C_2 > C_3$). Conforme pode ser observado na Fig. (4b) a viscosidade foi mais elevada para maiores concentrações e a taxa de variação da tensão de cisalhamento em relação à taxa de cisalhamento γ não foi constante, caracterizando comportamento de fluido não newtoniano. A forma empírica obtida para determinação da viscosidade relativa é dada pela Eq. (5), sendo C_u o coeficiente de uniformidade de tamanho.

$$\mu_r = 10 \frac{C_u}{d_{50}} \left[1 + \frac{[\mu]}{\gamma} \left(\frac{\phi}{\phi_m - \phi} \right) \right] \quad (5)$$

É importante notar que, à medida que a concentração diminui, a mistura passa a ter um comportamento que pode ser aproximado como o de um fluido Newtoniano, com viscosidade constante e independente da taxa de cisalhamento aplicada. Para altas taxas a relação entre a tensão de cisalhamento e taxa de cisalhamento complementa a justificativa para esta aproximação.

Segundo Rami et al (2004), um fator importante para determinação do método para descrição do escoamento é resposta da partícula sólida para uma determinada variação no escoamento do fluido. O tempo de relaxação, t_{pr} ,

indicado na Eq. (6) é definido em termos da velocidade V_p , diâmetro d_p , densidade ρ_p e do coeficiente de arrasto da partícula, C_D .

$$t_{sr} = \left(\frac{4}{3} \right) \left(\frac{\rho_p}{\rho_f} \right) \frac{d_p}{C_D V_p} \quad (6)$$

A razão entre o tempo de relaxação e o tempo característico do sistema t_c é conhecido como número de Stokes, S_s . O tempo característico é o tempo que o líquido leva para escoar por um determinado sistema. De acordo com Weickert et al (2011) o número de Stokes pode ser utilizado para quantificar o quanto o movimento da partícula está acoplado com o movimento do fluido. Quando $S_s < 1$ a partícula sólida responde rapidamente ao movimento do fluido e na maioria dos casos segue a linha de corrente do escoamento. Como pode ser observado nas Eq. (6) e Eq. (7), conforme a densidade ρ_p e diâmetro da partícula d_p aumentam, a fase sólida tende a se desprender do fluido devido ao aumento do valor do número de Stokes. O mesmo efeito é esperado quando a velocidade média do escoamento aumenta ou a viscosidade do fluido μ_f diminui. Neste caso, o número de Reynolds se torna mais elevado e o coeficiente de arrasto é reduzido, provocando aumento do tempo de relaxação e, conseqüentemente, do número de Stokes.

$$S_s = \frac{t_{sr}}{t_c} \quad (7)$$

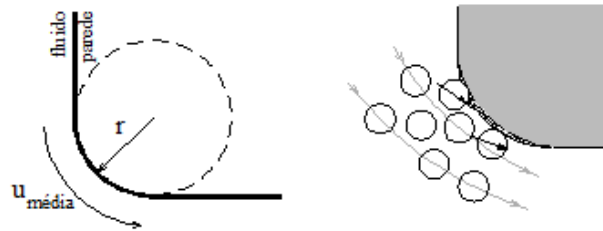


Figura 5 - Ilustração do movimento da partícula na região arredondada e condição de impacto na parede

A falta de acoplamento das partículas sólidas com o fluido pode ter efeito positivo para o aumento da erosão. Como as partículas estão menos acopladas, estão mais suscetíveis a serem lançadas contra a região da entrada do canal, conforme ilustrado esquematicamente na Figura 5

3. ESTUDO DE CASO

Um estudo de caso foi realizado em uma indústria do setor metal - mecânico da Cidade Industrial de Curitiba que utiliza o processo de hidroerosão para arredondamento da região de entrada de canais internos de bicos injetores de sistemas a diesel. O fluido erosivo consiste na mistura de partículas de carbeto de boro (B4C) e óleo lubrificante mineral. O objetivo do estudo consiste em avaliar o efeito das propriedades da partícula e do fluido no tempo de ciclo do processo, que está relacionado com a velocidade com que o material é removido para formar o arredondamento na região de entrada do canal. Adicionalmente, o estudo tem como objetivo estabelecer padrões consistentes de realimentação de sólidos na mistura e, desta forma, evitar a adição aleatória de abrasivos.

3.1. Capacidade de remoção

A capacidade de remoção, E , é considerada como sendo a razão entre o aumento porcentual do fluxo, Eq. (1), e o tempo de arredondamento t_{HE} . Em termos destas variáveis, a capacidade de remoção para um determinado intervalo j é definida conforme indicado na Eq. (8), sendo n o número de itens produzidos no intervalo e i representa cada um dos n injetores.

$$E_j = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n \left(\frac{HE^{\circ\%}}{t_{HE}} \right)_i \quad (8)$$

Como no equipamento selecionado para análise são produzidos diversos itens da mesma família de injetores com pequenas variações de ângulos internos, quantidade de canais e especificações de fluxo, um mesmo componente foi selecionado para que a geometria interna não fosse uma variável adicional. A perda de capacidade de remoção foi avaliada através do monitoramento de quatro lotes deste componente produzidos em quatro intervalos distintos durante

um período de aproximadamente 55 horas de produção. Neste período não houve adição de abrasivos. Foi conveniado tempo zero para o início do primeiro lote avaliado (lote I), que teve duração de 1,6 horas. O mesmo bico injetor iniciou a ser produzido novamente após 3,5 horas de produção (lote II), permanecendo em produção por 3,9 horas. Os lotes III e IV iniciaram quando decorridos 8 e 53,5 horas, respectivamente. O valor médio da taxa de remoção E_r para cada lote (I a IV) não consecutivo de n unidades foi determinado pela Eq. (8). Durante o período, cinco amostras (H1 a H5) do fluido erosivo foram coletadas quando decorridos 7h, 19h, 31h, 39h e 51h de produção, conforme ilustrado esquematicamente na Fig. (6).

Conforme pode ser observado na Fig. (6) houve redução significativa da capacidade de remoção do fluido abrasivo. Após 55 horas de uso a capacidade foi reduzida em mais de 50%. A redução da capacidade de remoção pode ser resultado do efeito combinado das alterações de tamanho e geometria dos abrasivos, bem como das propriedades do óleo durante o processo. Os resultados dos ensaios para cada parâmetro são apresentados nos itens 3.2 a 3.3. A primeira etapa consistiu na medição da viscosidade do óleo filtrado e da mistura (óleo com abrasivos), seguida pela caracterização do tamanho e geometria dos abrasivos. Finalmente, a degradação do óleo foi avaliada.

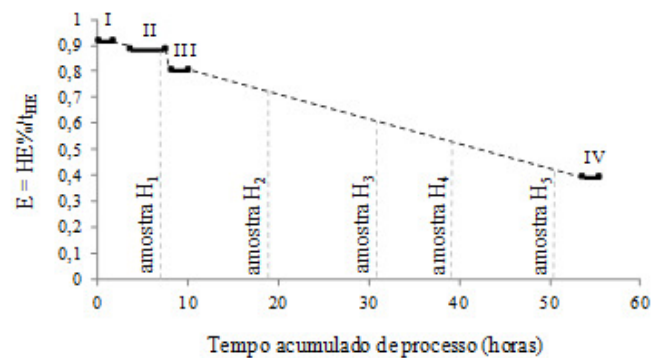


Figura 6 – Resultados da taxa de remoção para produção de um mesmo componente para mistura com concentração volumétrica constante de abrasivos

3.2. Viscosidades do óleo e da mistura

O fluido utilizado no processo de hidroerosão consiste em um óleo de base mineral composto de hidrocarbonetos, aditivos antidesgaste, antiespumante, antioxidante e óleo básico aumentador de índice de viscosidade. A viscosidade da mistura foi obtida utilizando um viscosímetro rotativo de cilindros coaxiais do tipo taxa controlada e sensor tipo Searle. Inicialmente a viscosidade de cada amostra foi determinada variando a taxa de cisalhamento.

Primeiramente a natureza do escoamento foi determinada através das curvas de viscosidade e de fluxo do fluido erosivo, indicadas na Fig. (7a) e Fig. (7b), respectivamente. A temperatura foi mantida constante e igual a 30°C. A concentração de sólidos durante os ensaios foi de 22,5 gramas de abrasivos por litro de óleo. A viscosidade permaneceu constante para taxas de cisalhamento superiores a $10s^{-1}$ e o fluido pode ser considerado Newtoniano nesta faixa.

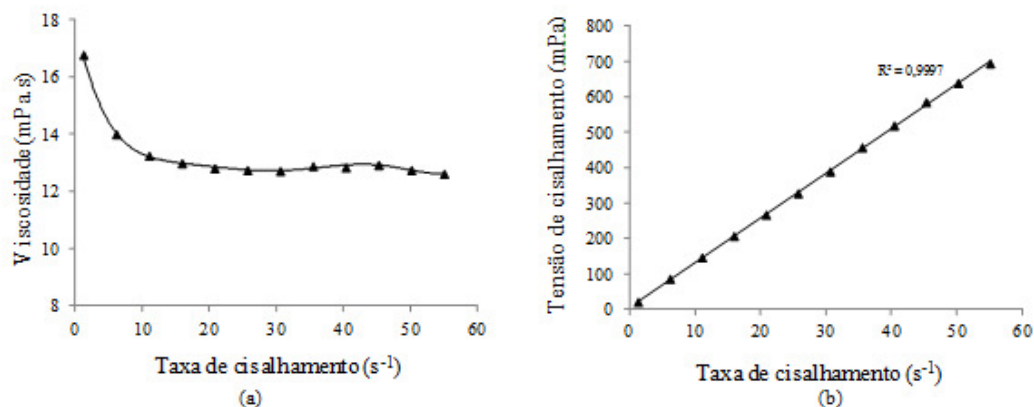


Figura 7 - Resultados da viscosidade da mistura e do óleo filtrado

Para medição da viscosidade do óleo, a mistura foi filtrada utilizando uma membrana de celulose com o auxílio de uma bomba a vácuo. A viscosidade cinemática foi obtida com a utilização de um viscosímetro capilar. Todas as medições foram realizadas a uma temperatura de 30°C e a temperatura ambiente do laboratório foi mantida em 25°C durante todo o ensaio. Os resultados estão indicados na Fig. (8). No período analisado foi observada uma redução de aproximadamente 8% tanto para a viscosidade da mistura como para o óleo filtrado.

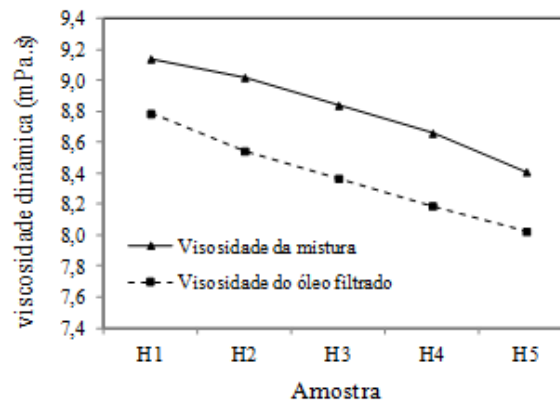


Figura 8 – Resultados da viscosidade da mistura e do óleo filtrado

3.3. Tamanho e geometria dos abrasivos

Para avaliação do tamanho, as cinco amostras de 250 ml foram coletadas (H1, H2, H3, H4 e H5). Durante o período, mais de um tipo de componente foi produzido, porém nenhum abrasivo foi adicionado no intervalo analisado, mantendo a concentração volumétrica praticamente constante de 1%. O tamanho foi caracterizado pela distribuição granulométrica dos abrasivos com a utilização de um granulômetro por dispersão a laser CILAS 1064 com limites de detecção entre 0,04 a 500µm. Os resultados estão apresentados na Fig. (9) para as amostras no início (H1) e no final do período (H5). A distribuição de tamanho para as duas amostras foi de 0,20 µm a 17,00 µm. Os parâmetros estatísticos d_{10} , d_{50} e d_{90} reduziram 5%, 2% e 1%, respectivamente, do início até o final do período analisado. Também pode ser observada uma redução da moda para a amostra H5, o que indica que a fração das partículas maiores foi reduzida após o período analisado.

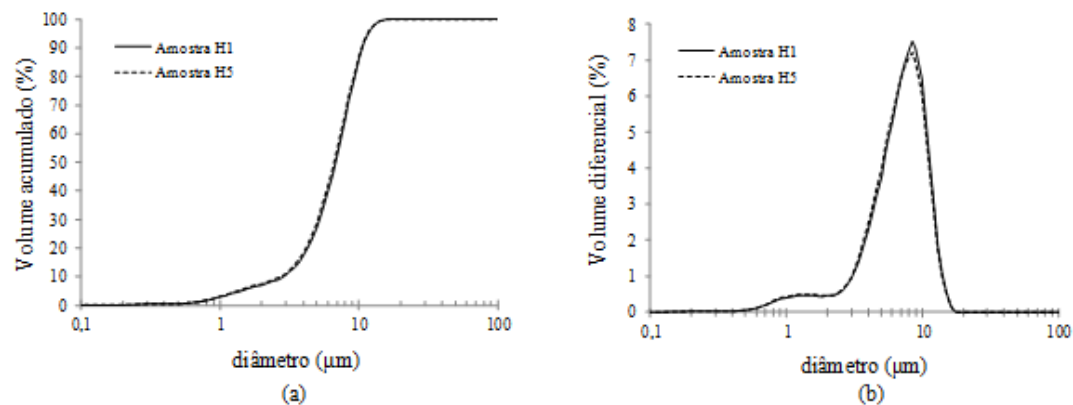


Figura 9 – Resultados da distribuição de tamanho para o Caso 2: (a) volume acumulado (b) volume diferencial

Nas Fig. (10a) e Fig. (10b) são apresentadas as imagens das amostras H1 e H5, respectivamente. As imagens, obtidas no microscópio eletrônico de varredura, foram utilizadas para analisar o efeito da geometria dos abrasivos. Considerando que neste período a concentração volumétrica dos abrasivos permaneceu praticamente constante, era esperado que após o período de 55 horas as partículas apresentassem uma forma menos angulosa, caracterizada por

7º CONGRESSO BRASILEIRO DE ENGENHARIA DE FABRICAÇÃO 20 a 24 de Maio de 2013. Penedo, Itaipava - RJ

cantos arredondados. Este fenômeno, que seria resultado do impacto dos abrasivos na região de entrada do furo a altas pressões, não foi evidenciado com a análise qualitativa das imagens.

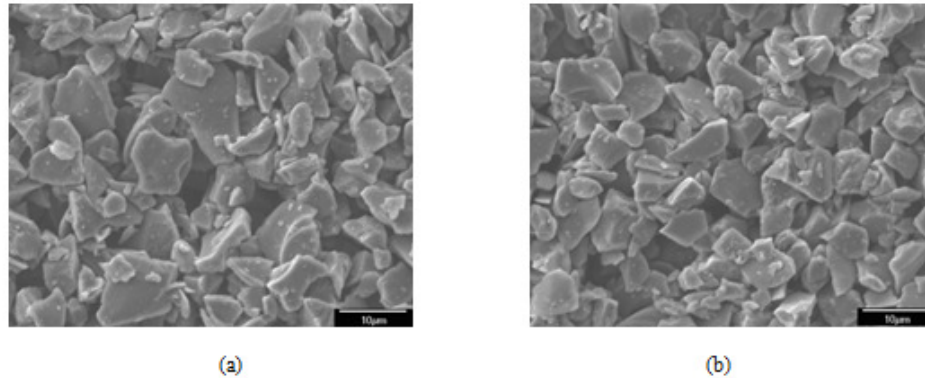


Figura 10 – Imagem MEV dos abrasivos (a) amostra H1 e (b) amostra H5

3.4. Caracterização do óleo

Como não houve alteração significativa do tamanho do abrasivo para justificar a alteração da viscosidade da mistura, foi realizada também uma análise de degradação do óleo utilizando Espectroscopia no Infravermelho por Transformada de Fourier (FTIR) de três amostras (óleo novo, H2 e H4). O resultado da análise está indicado na Fig. (11). Observando o número de onda e a transmitância encontrada, verificou-se que as bandas A são características de hidrocarbonetos presentes no óleo mineral, a banda B é característica do gás carbônico presente no ambiente e essa variação de intensidades não tem relação com a amostra analisada. A banda C é característica do grupo funcional OH presente em álcool, fenol, enol e ácido carboxílico e é um indicativo que uma pequena fração do óleo tenha sofrido degradação (oxidação).

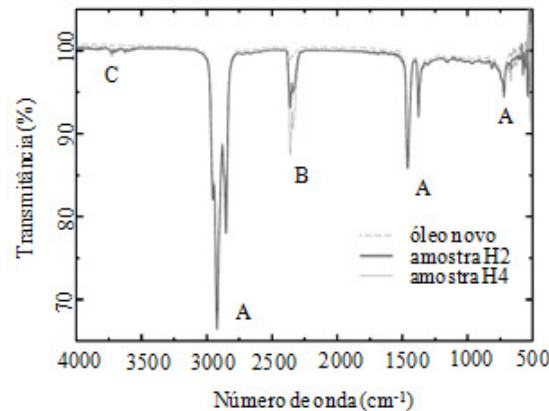


Figura 11 – Resultados da análise FTIR para as amostras de óleo novo, amostra H2 e amostra H4

4. CONSIDERAÇÕES FINAIS

O trabalho apresentou uma revisão do processo de hidroerosão e uma discussão a respeito das principais variáveis do processo. De acordo com a revisão da literatura, o tamanho, a geometria e concentração volumétrica da fase sólida influenciam diretamente a capacidade de remoção. A viscosidade e a densidade do fluido erosivo são também considerados importantes para definir a natureza do escoamento e, conseqüentemente, a interação do particulado com a parede do canal.

Do estudo de caso pode ser concluído que o fluido erosivo tem sua eficiência de remoção reduzida com o aumento do tempo de processamento. A partir dos resultados da distribuição de tamanho e geometria dos abrasivos, uma redução

7º CONGRESSO BRASILEIRO DE ENGENHARIA DE FABRICAÇÃO 20 a 24 de Maio de 2013. Penedo, Itatiaia - RJ

pouco significativa de tamanho e nenhuma alteração expressiva de geometria foi observada, o que indica que nenhuma destas variáveis contribuiu para a redução da capacidade de remoção no período observado.

A viscosidade do fluido erosivo reduziu em torno de 8% e o mesmo efeito foi observado para o óleo filtrado. Uma parcela da redução pode ter sido resultante da oxidação do óleo, porém novos ensaios devem ser conduzidos para avaliar o efeito de outras variáveis. Ao contrário do esperado pela teoria, a redução da viscosidade foi desfavorável para a capacidade de remoção.

Apesar de não terem sido adicionados abrasivos durante o intervalo avaliado, a concentração de sólidos pode ter sido alterada devido à perda acumulada de partículas detectadas no processo de limpeza dos bicos injetores após o processo de hidroerosão. Uma parcela das partículas adere às paredes internas do canal e não retorna para o circuito. Novos ensaios devem ser conduzidos para quantificar a massa perdida, que resulta na redução da concentração de abrasivos no circuito. É esperado que esta redução contribua para a redução da eficiência do fluido erosivo.

Finalmente, uma amostragem maior é recomendada para a caracterização das partículas e do fluido para justificar a elevada redução da capacidade após longo período de produção. Neste caso a amostragem pode ter sido pequena quando comparada com a população total de partículas.

5. REFERÊNCIAS

- Bitter, J.G.A, 1963. A study of erosion phenomena (part 1), *Journal of Wear* 6 5–21
- Bitter, J.G.A, 1963. A study of erosion phenomena (part 2), *Journal of Wear* 6 169–190
- Diver, C., 2006, "Improving the geometry and quality of a micro-hole fuel injection nozzle by means of hydroerosive grinding", *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture* 2007 221: 1
- Finnie, I, 1960. Erosion of surfaces by solid particles. *Wear*, 3 (1960) 87-103.
- Hamblin, M.G. and Stachowiak, G.W., 1996, "Description of Abrasive Particle Shape and Its Relation to Two-Body Abrasive Wear", *Tribology Transactions*, V39, p. 803-810, 1996.
- Humphrey, J.A.C, 1990. Fundamentals of fluid motion in erosion by solid particle impact. *International J. Heat and Fluid Flow*, Vol 11, N° 3. Butterworth-Heinemann.
- Potz, D et al, 2000, "Diesel Nozzle – The Determining Interface Between Injection System and Combustion Chamber", *Thiesel Conference*, Valência, Espanha, pp. 133-138.
- Rani, S.L. et al, 2004. Numerical simulations of turbulence modulation by dense particles in a fully developed pipe flow. *Powder Technology*, 141, 80-99.
- Senapati, P.K. et al, 2009, "Modeling of viscosity for power plant ash slurry at higher concentrations: Effect of solids volume fraction, particle size and hydrodynamic interactions", *Powder Technology*, Vol. 197, pp. 1-8.
- Weickert, M., 2011, "Experimental and numerical investigation of the hydroerosive grinding", *Powder Technology*, Vol. 214, pp. 1-13.
- Winter, J. et al, 2005. Nozzle hole geometry – A powerful instrument of advanced spray design. Robert BOSCH GmbH.

6. DIREITOS AUTORAIS

Os autores são os únicos responsáveis pelo conteúdo do material impresso incluído no seu trabalho.

APÊNDICE B – ALGORITMO PARA O CÁLCULO DE SPQ

%Arquivo-M para determinação do parâmetro SPQ

```

Function varargout = SPQ2013(varargin)
% SPQ2013 calcula o parâmetro de ponta SPQ
%Leitura da imagem no diretório especificado.
[arquivo, caminho]=uigetfile('*.bmp','Selecione o arquivo')
caminhocomp=strcat(num2str(caminho),num2str(arquivo))
f=imread(caminhocomp)
level=graythresh(f)
%Determina automaticamente o limiar que separa agrupamento de níveis de cinza utilizados no
%processo de limiarização (thresholding).
g=im2bw(f,level)
%Converte a imagem f para a forma binária, baseada no processo de limiarização com limiar =
level. Os % pixels com valores 1 correspondem ao objeto e com valores 0 representam o fundo.
B=boundaries(g)
%Detecta a borda da partícula utilizando o arquivo-M para detecção de bordas
b=B{1}
%Seleciona o primeiro objeto encontrado. Obs.: Os cálculos serão feitos para uma única
%partícula.
[M, N]=size(b); %M linhas e N colunas
if(M<N | N~=2)
    error('B deve ter dimensões M x 2'); %matriz deve estar neste formato
end
%Como a coordenada do início e fim de uma borda é a mesma, o último ponto deve ser eliminado
if isequal(b(1, :), b(M, :))
    b=b(1:M-1, :);
    M=M-1;
end
%Cálculo do centróide x0, y0
x0=round(sum(b(:, 1))/M);
y0=round(sum(b(:, 2))/M);
%Translada o sistema de coordenadas para (x0,y0)
b(:, 1) = b(:, 1)-x0;

```

```

b(:, 2) = b(:, 2)-y0;
%Converte as coordenadas para polar
%Primeiro é preciso converter as coordenadas da imagem (x,y) para o
%sistema de coordenadas usado pelo Matlab para conversão de cartesiano
%para polar. Essas coordenadas são denotadas por (xc, yc). Os dois sis
%temas se relacionam da seguinte maneira: xc=y e yc=-x
xc=b(:, 2);
yc=-b(:, 1);
cart=[xc,yc]
[theta, rho]=cart2pol(xc, yc);
%converte theta para graus:
theta=theta.*(180/pi);
%converte todos os ângulos para positivos:
j=theta==0;
theta=theta.*(0.5*abs(1+sign(theta)))-0.5*(-1+sign(theta)).*(360+theta);
theta(j)=0;
temp=theta;
polar=[rho,theta]
raio_medio=mean (rho)
pos_menores=find(rho<raio_medio)
inicio=pos_menores(1)
polar_2=circshift(polar,-inicio+1)
if polar_2(end,2)~=polar_2(1)+360
    polar_2=polar_2(1:end-1, :);
end
cart_2=circshift(cart,-inicio+1)
pos_maiores=find(polar_2(:, 1)>=raio_medio)
maiores=[polar_2(pos_maiores,1),polar_2(pos_maiores,2)]
k=0;
numobj=length(pos_maiores);
for i=1:(numobj-1)
    transicoes(i)=pos_maiores(i+1)-pos_maiores(i)~=1
end
pos_transicoes=find(transicoes==1)
num_pontas=sum(transicoes)+1

```

```

G={zeros(0,2)};
G= repmat(G,num_pontas,1);
x_s{i}={zeros(0,2)};
x_s{i}=repmat(x_s,num_pontas,1);
y_s{i}={zeros(0,2)};
y_s{i}=repmat(y_s,num_pontas,1);
x_e{i}={zeros(0,2)};
x_e{i}=repmat(x_e,num_pontas,1);
inicio={zeros(0,2)}
inicio= repmat(inicio,num_pontas,1);
fim={zeros(0,2)}
fim= repmat(fim,num_pontas,1);
    if (num_pontas==1)
        G{1}=pos_maiores(1):pos_maiores(end)
    else if (num_pontas==2)
        G{1}=pos_maiores(1):pos_maiores(pos_transicoes(1))
        G{2}=pos_maiores(pos_transicoes(1)+1):pos_maiores(end)
    else
        G{1}=pos_maiores(1):pos_maiores(pos_transicoes(1))
        for t=2:sum(transicoes)
            G{t}=pos_maiores(pos_transicoes(t-1)+1):pos_maiores(pos_transicoes(t))
        end
        G{num_pontas}=pos_maiores(pos_transicoes(num_pontas-1)+1):pos_maiores(end)
    end
end
MP={zeros(0,2)};
MP= repmat(MP,num_pontas,1);
MP_rad={zeros(0,2)};
MP_rad= repmat(MP_rad,num_pontas,1)
MP_cart={zeros(0,2)};
MP_cart= repmat(MP_cart,num_pontas,1)
pos_r={zeros(0,2)};
pos_r= repmat(pos_r,num_pontas,1)
for i=1:num_pontas
    MP_pol_deg{i}=[polar_2(G{i},1),polar_2(G{i},2)]

```

```

[max_r{i},pos_r_local{i}]=max(MP_pol_deg{i}(:, 1))
pos_r{i}=G{i}(pos_r_local{i})
MP_cart{i}=[cart_2(G{i},1),cart_2(G{i},2)]
x_inicio=cart_2(G{i}(1),1)
x_meio=cart_2(pos_r{i},1)
x_fim=cart_2(G{i}(end),1)
y_inicio=cart_2(G{i}(1),2)
y_meio=cart_2(pos_r{i},2)
y_fim=cart_2(G{i}(end),2)
if ((y_meio-y_inicio)>0)&((x_meio-x_inicio)<0)
    theta_s{i}=pi()-atan(abs((y_meio-y_inicio)/(x_meio-x_inicio)))
else
    if ((y_meio-y_inicio)>0)&((x_meio-x_inicio)>0)
        theta_s{i}=atan(abs((y_meio-y_inicio)/(x_meio-x_inicio)))
    else
        if ((y_meio-y_inicio)<0)&((x_meio-x_inicio)>0)
            theta_s{i}=2*pi()-atan(abs((y_meio-y_inicio)/(x_meio-x_inicio)))
        else
            theta_s{i}=pi()+atan(abs((y_meio-y_inicio)/(x_meio-x_inicio)))
        end
    end
end
end
if ((y_meio-y_fim)>0)&((x_meio-x_fim)<0)
    theta_e{i}=pi()-atan(abs((y_meio-y_fim)/(x_meio-x_fim)))
else if ((y_meio-y_fim)>0)&((x_meio-x_fim)>0)
    theta_e{i}=atan(abs((y_meio-y_fim)/(x_meio-x_fim)))
else if ((y_meio-y_fim)<0)&((x_meio-x_fim)>0)
    theta_e{i}=2*pi()-atan(abs((y_meio-y_fim)/(x_meio-x_fim)))
else
    theta_e{i}=pi()+atan(abs((y_meio-y_fim)/(x_meio-x_fim)))
end
end
end
x_s{i}=(cart_2(G{i}(1:pos_r_local{i}),1)-
x_inicio)*cos(theta_s{i})+(cart_2(G{i}(1:pos_r_local{i}),2)-y_inicio)*sin(theta_s{i})

```

```

    y_s{i}=- (cart_2(G{i}(1:pos_r_local{i}),1)-
x_inicio)*sin(theta_s{i})+(cart_2(G{i}(1:pos_r_local{i}),2)-y_inicio)*cos(theta_s{i})
    x_e{i}=(cart_2(G{i}(pos_r_local{i}:end),1)-
x_fim)*cos(theta_e{i})+(cart_2(G{i}(pos_r_local{i}:end),2)-y_fim)*sin(theta_e{i})
    y_e{i}=- (cart_2(G{i}(pos_r_local{i}:end),1)-
x_fim)*sin(theta_e{i})+(cart_2(G{i}(pos_r_local{i}:end),2)-y_fim)*cos(theta_e{i})
    coeff_s{i}=polyfit(x_s{i},y_s{i},2)
    if length (G{i})>10
        derivada_s{i}=polyder(coeff_s{i})
        alfa_s{i}=atan(derivada_s{i}(1)*x_s{i}(end)+derivada_s{i}(2))
        coeff_e{i}=polyfit(x_e{i},y_e{i},2)
        derivada_e{i}=polyder(coeff_e{i})
        alfa_e{i}=atan(derivada_e{i}(1)*x_s{i}(1)+derivada_e{i}(2))
        SE=sqrt((x_fim-x_inicio)^2+(y_fim-y_inicio)^2)
        SM=sqrt((x_meio-x_inicio)^2+(y_meio-y_inicio)^2)
        EM=sqrt((x_fim-x_meio)^2+(y_fim-y_meio)^2)
        gama{i}=acos((SM^2+EM^2-SE^2)/(2*SM*EM))
        sv_spl(i)=abs(cos((abs(gama{i}))/2))
        sv_spq(i)=abs(cos((abs(gama{i})+abs(alfa_s{i})+abs(alfa_e{i}))/2))
    else
        num_pontas=num_pontas-1
    end

end

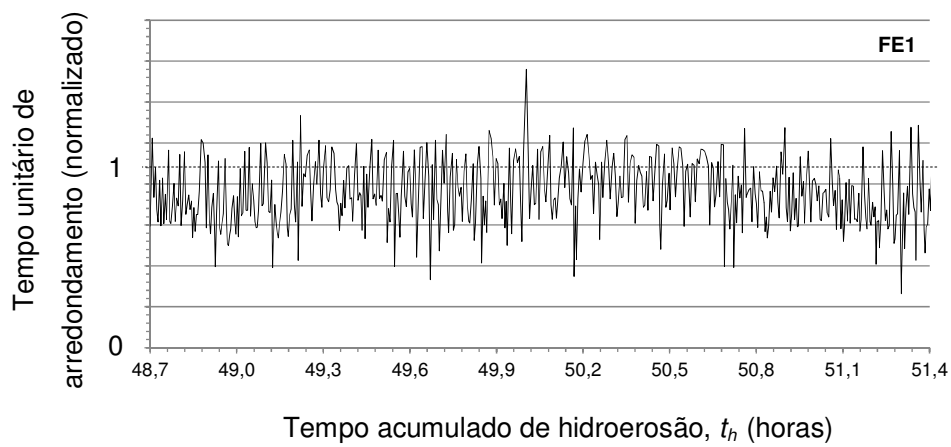
SPQ_0410=sum(sv_spq)/num_pontas
str=strcat('SPQ=',num2str(SPQ2013),';pontas:=',num2str(num_pontas),';raio_medio=',num2str(
raio_medio),';xo=',num2str(x0),';yo=',num2str(y0))
msgbox(str,'Resultado','none')
end

```

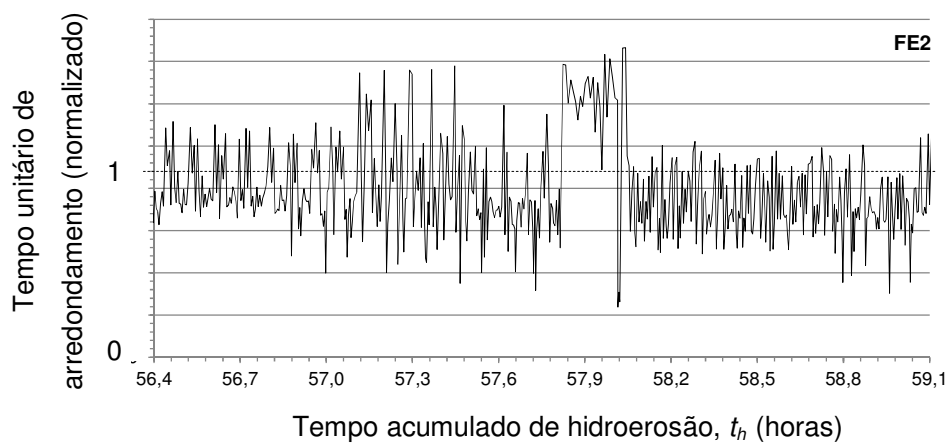
APÊNDICE C – DADOS UNITÁRIOS DOS INDICADORES DE EFICIÊNCIA DO PROCESSO

Tempos unitários de arredondamento

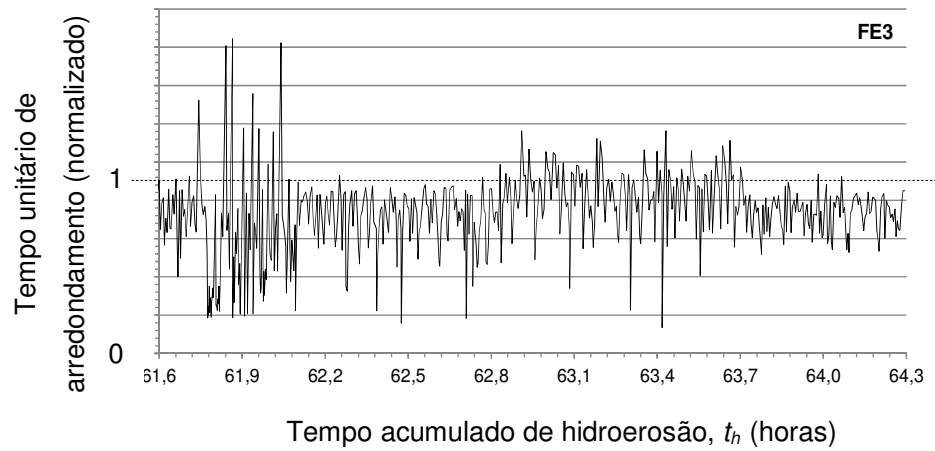
Os tempos unitários de hidroerosão, t_r , estão apresentados abaixo para os cinco intervalos de monitoramento correspondentes às amostras FE1 a FE5.



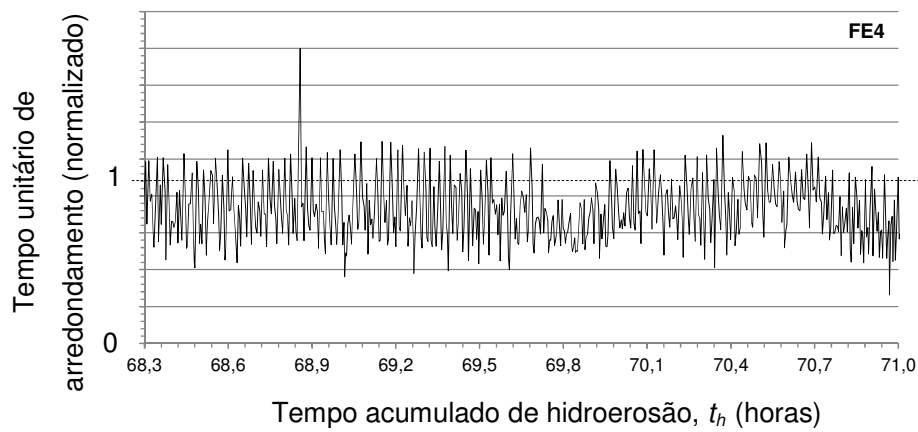
Tempos unitários normalizados de arredondamento para o intervalo de monitoramento correspondente à amostra FE1



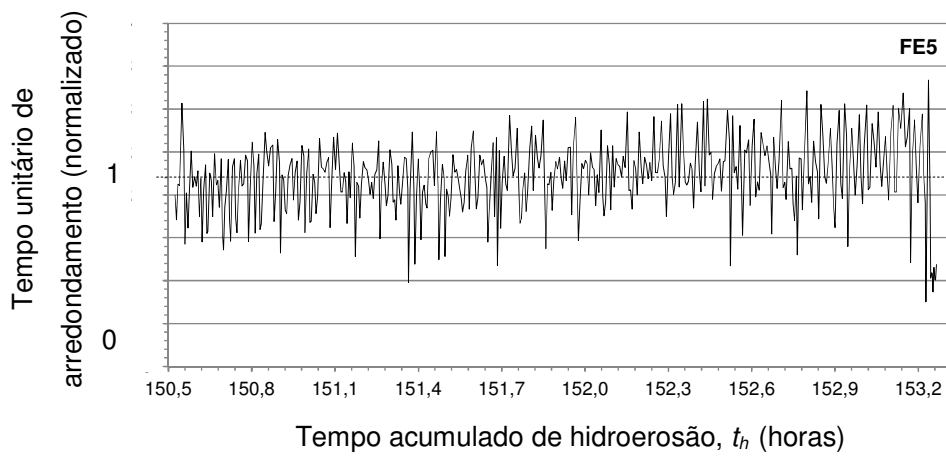
Tempos unitários normalizados de arredondamento para o intervalo de monitoramento correspondente à amostra FE2



Tempos unitários normalizados de arredondamento para o intervalo de monitoramento correspondente à amostra FE3



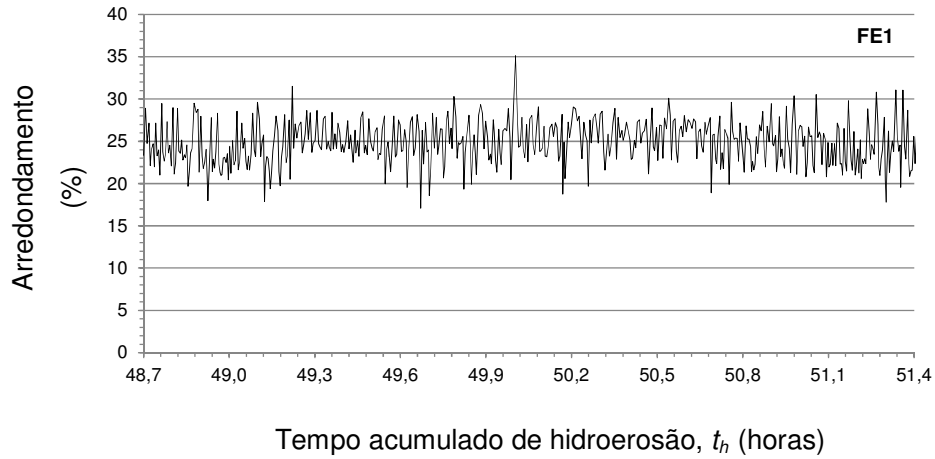
Tempos unitários de hidroerosão para o intervalo de monitoramento correspondente à amostra FE4



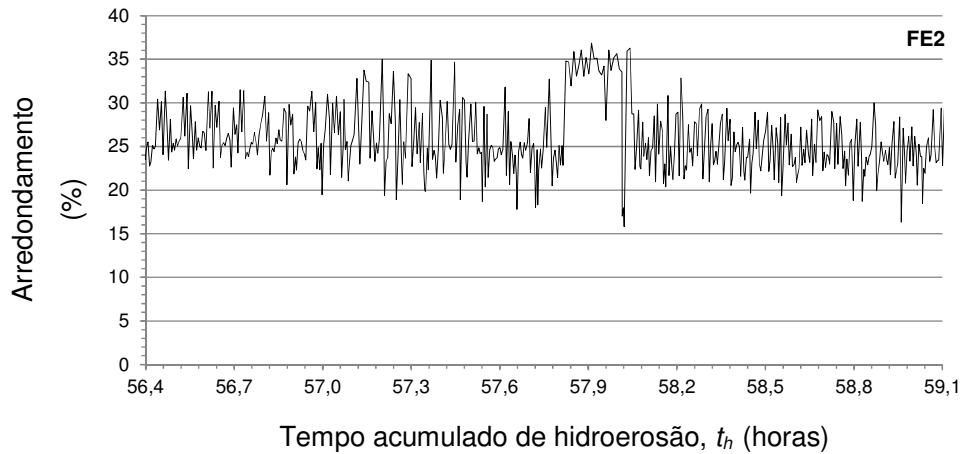
Tempos unitários de hidroerosão para o intervalo de monitoramento correspondente à amostra FE5

Arredondamento

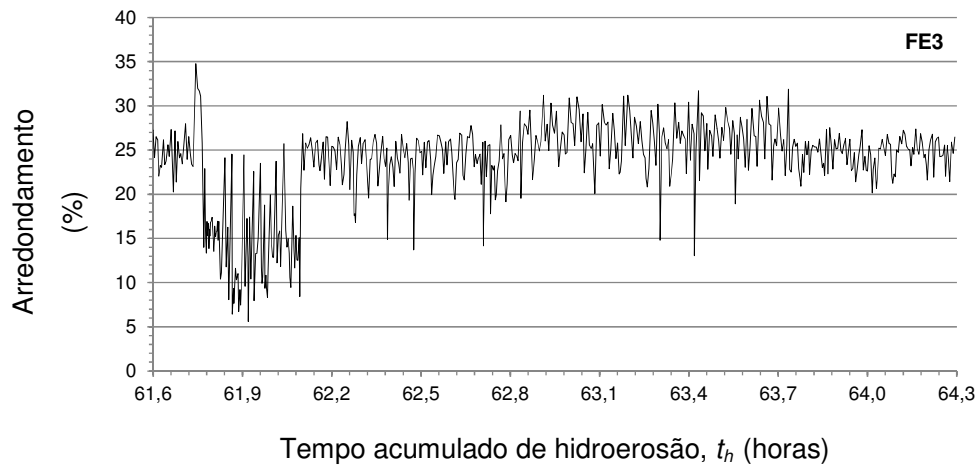
Os arredondamentos unitários dos fluxos, E_h , definidos pela equação (3.4), estão apresentados abaixo para os cinco intervalos de monitoramento correspondentes às amostras FE1 a FE5.



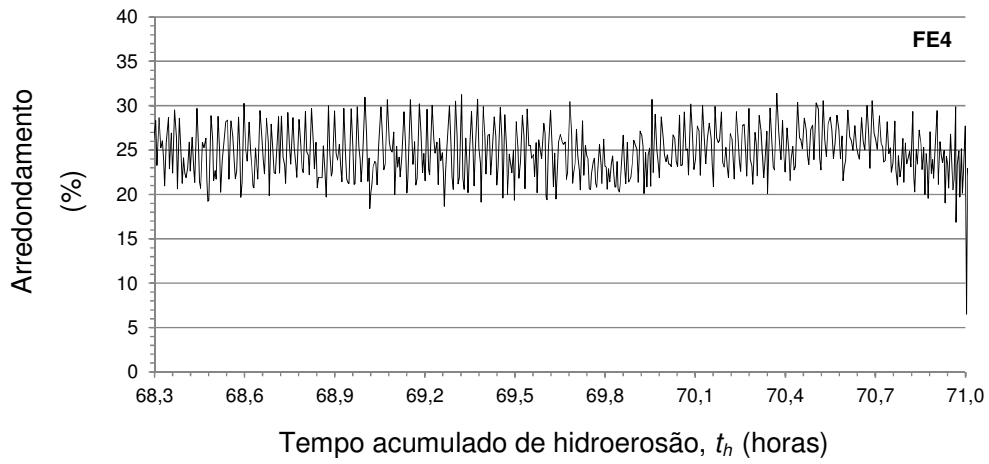
Arredondamento para o intervalo de monitoramento correspondente à amostra FE1



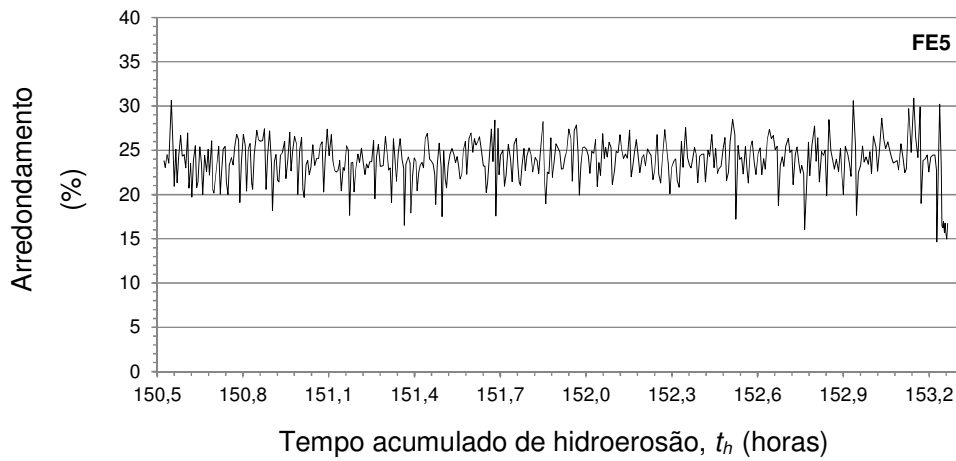
Arredondamento para o intervalo de monitoramento correspondente à amostra FE2



Arredondamento para o intervalo de monitoramento correspondente à amostra FE3



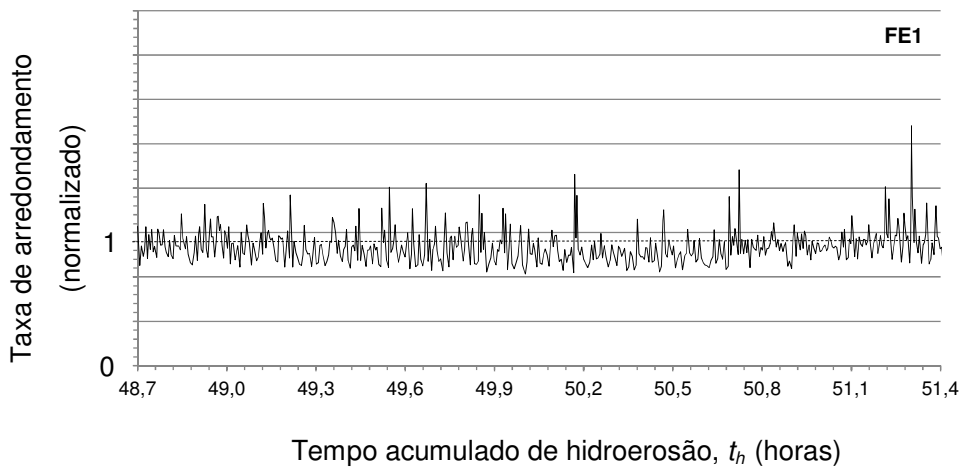
Arredondamento para o intervalo de monitoramento correspondente à amostra FE4



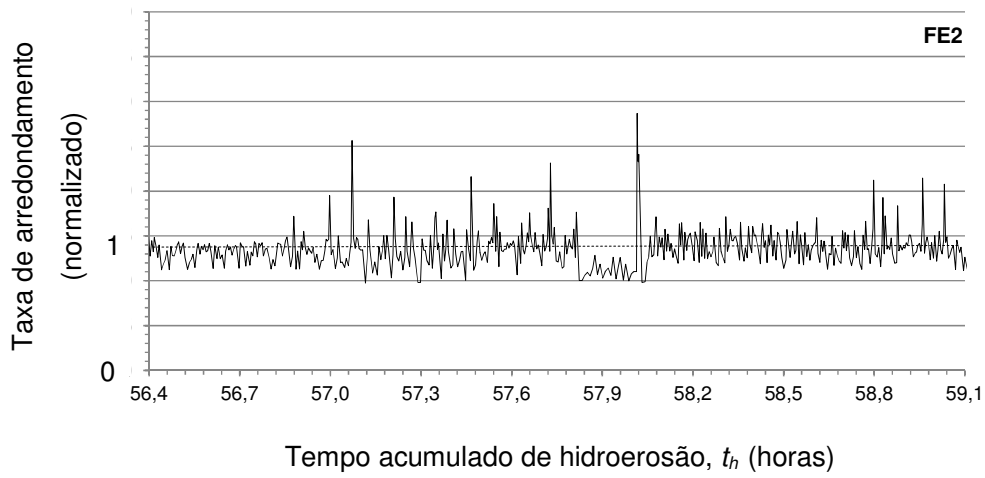
Arredondamento para o intervalo de monitoramento correspondente à amostra FE5

Taxa de arredondamento

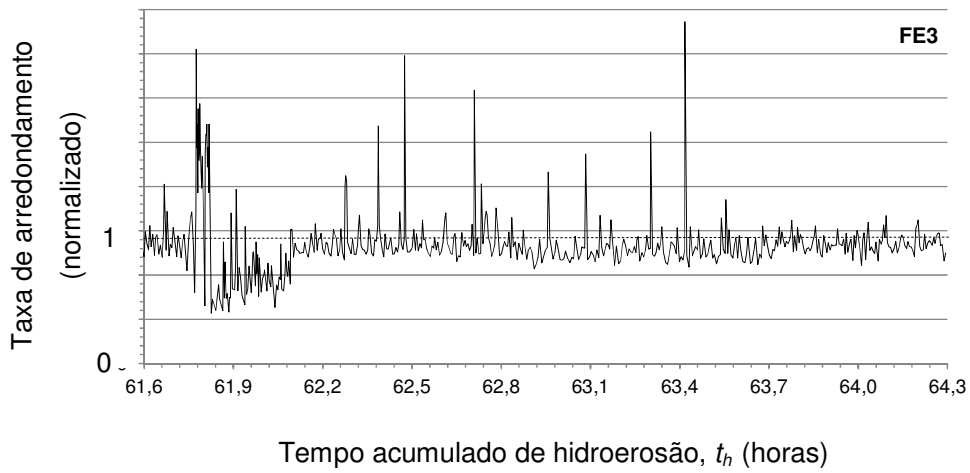
As taxas unitárias de arredondamento, dE_h / dt , estão apresentadas nos gráficos abaixo para os cinco intervalos de monitoramento correspondentes às amostras FE1 a FE5.



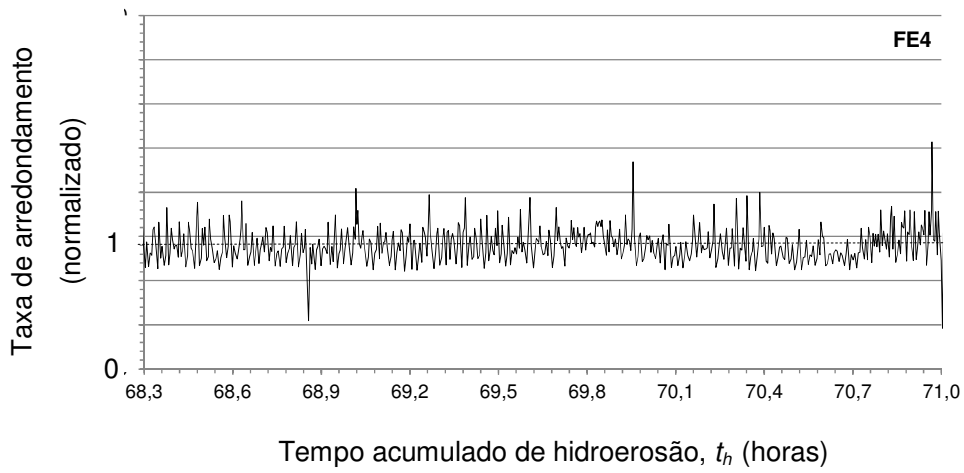
Taxa de arredondamento normalizado para o intervalo de monitoramento correspondente à amostra FE1



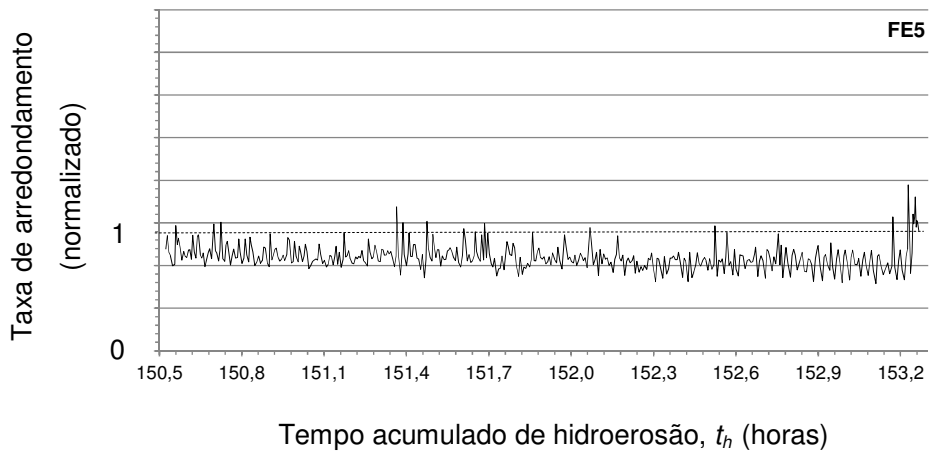
Taxa de arredondamento normalizado para o intervalo de monitoramento correspondente à amostra
FE2



Taxa de arredondamento normalizado para o intervalo de monitoramento correspondente à amostra
FE3



Taxa de arredondamento normalizado para o intervalo de monitoramento correspondente à amostra
FE4



Taxa de arredondamento normalizado para o intervalo de monitoramento correspondente à amostra
FE5

APÊNDICE D – ANÁLISE DE VARIÂNCIA (ANOVA) DO PARÂMETRO GEOMÉTRICO SPQ

Para o modelo de análise foram considerados:

$$SPQ_{ij} = \mu + \tau_i + \varepsilon_{ij}$$

$i = 1, 2$ tratamentos

SPQ_{ij} é o parâmetro SPQ correspondente ao i -ésimo tratamento na j -ésima amostra;

τ_i é o efeito do i -ésimo tratamento.

Hipótese testada: $H_0 = \tau_1 = \tau_2$

Graus de liberdade de tratamento: $I - 1 = 2 - 1 = 1$

Graus de liberdade de tratamento: $I - 1 = 2 - 1 = 1$

Graus de liberdade de tratamento: $I - 1 = 2 - 1 = 1$

$$\text{Soma dos quadrados (total): } SQ_{Total} = \sum_{i=1}^I \sum_{j=1}^J SPQ_{ij}^2 - \frac{\left(\sum_{i=1}^I \sum_{j=1}^J SPQ_{ij} \right)^2}{IJ}$$

$$\text{Soma dos quadrados (tratamento): } SQ_{Trat} = \sum_{i=1}^I SPQ_i^2 - \frac{\left(\sum_{i=1}^I \sum_{j=1}^J SPQ_{ij} \right)^2}{IJ}$$

Soma dos quadrados do resíduo: $SQ_{Res} = SQ_{Total} - SQ_{Trat}$

Teste F: $F_{calculado} = QM_{Trat} / QM_{Res}$

$F_{tabelado} = 4,10$ (Tabela de distribuição F-Snedcor a 5% de probabilidade)

Se $F_{calculado} > F_{tabelado}$ a hipótese de nulidade de H_0 é rejeitada.

ANOVA do SPQ entre as amostras P1 e P5 com diâmetros $d_p < 7 \mu\text{m}$

Na Tabela D.0.1 estão apresentados os resultados das medições do SPQ, sendo considerados dois tratamentos: Amostra P1 ($d_p < 7 \mu\text{m}$) e Amostra P5 ($d_p < 7 \mu\text{m}$).

Tabela D.0.1 – ANOVA: P1 ($d_p < 7 \mu\text{m}$) e P5 ($d_p < 7 \mu\text{m}$)

Repetições	Tratamento			
	Amostra P1 ($d_p < 7 \mu\text{m}$)		Amostra P5 ($d_p < 7 \mu\text{m}$)	
	SPQ	SPQ ²	SPQ	SPQ ²
1	0,5671	0,3216	0,5375	0,2889
2	0,8440	0,7123	0,4175	0,1743
3	0,6045	0,3654	0,8478	0,7187
4	0,8062	0,6500	0,2863	0,0820
5	0,7882	0,6213	0,5476	0,2999
6	0,4154	0,1726	0,5909	0,3491
7	0,5705	0,3254	0,7528	0,5668
8	0,4822	0,2325	0,3975	0,1580
9	0,7844	0,6152	0,4843	0,2345
10	0,7296	0,5322	0,4315	0,1862
11	0,6691	0,4477	0,4438	0,1969
12	0,7232	0,5230	0,4743	0,2250
13	0,6557	0,4300	0,5950	0,3540
14	0,7016	0,4923	0,7318	0,5355
15	0,7627	0,5817	0,6209	0,3856
16	0,4915	0,2416	0,7176	0,5150
17	0,5224	0,2729	0,5850	0,3422
18	0,6911	0,4776	0,6899	0,4759
19	0,8503	0,7229	0,4060	0,1649
20	0,5139	0,2641	0,3779	0,1428
Soma	13,1735	9,0024	10,9359	6,3962

Na Tabela D.0.2 estão apresentados o resumo da ANOVA. Como $F_{\text{calculado}} > F_{\text{tabelado}}$, há diferenças significativas ao nível 5% de probabilidade, entre os tratamentos, em relação ao SPQ.

Tabela D.0.2 – Resumo ANOVA: P1 ($d_p < 7 \mu\text{m}$) e P5 ($d_p < 7 \mu\text{m}$)

	Graus de Liberdade	Soma de Quadrados	Quadrados Médios	F calculado
Tratamentos	1	0,1252	0,1252	6,4122
Resíduo	38	0,7418	0,0195	

ANOVA do SPQ entre as amostras P1 e P5 com diâmetros $d_p > 7 \mu\text{m}$

Na Tabela D.0.3 estão apresentados os resultados das medições do SPQ, sendo considerados dois tratamentos: Amostra P1 ($d_p > 7 \mu\text{m}$) e Amostra P5 ($d_p > 7 \mu\text{m}$).

Tabela D.0.3 - ANOVA: P1 ($d_p > 7 \mu\text{m}$) e P5 ($d_p > 7 \mu\text{m}$)

Repetições	Tratamento			
	Amostra P1 ($d_p > 7 \mu\text{m}$)		Amostra P5 ($d_p > 7 \mu\text{m}$)	
	SPQ	SPQ ²	SPQ	SPQ ²
1	0,1268	0,0161	0,2267	0,0514
2	0,5428	0,2946	0,5569	0,3101
3	0,4038	0,1631	0,3454	0,1193
4	0,4213	0,1775	0,4720	0,2228
5	0,3537	0,1251	0,3301	0,1089
6	0,3643	0,1327	0,5779	0,3339
7	0,1417	0,0201	0,2321	0,0539
8	0,4855	0,2357	0,4140	0,1714
9	0,7163	0,5131	0,3920	0,1536
10	0,3656	0,1337	0,5603	0,3140
11	0,4561	0,2081	0,2428	0,0590
12	0,3052	0,0931	0,5661	0,3205
13	0,0231	0,0005	0,2342	0,0549
14	0,4284	0,1835	0,3374	0,1138
15	0,4284	0,1835	0,1431	0,0205
16	0,5388	0,2903	0,3548	0,1259
17	0,3362	0,1130	0,2885	0,0833
18	0,5527	0,3054	0,4915	0,2416
19	0,2587	0,0669	0,2438	0,0594
20	0,5722	0,3274	0,3609	0,1302
	7,8216	3,5835	7,3705	3,0484

Na Tabela D.0.4 estão apresentados o resumo da ANOVA. Como $F_{calculado} < F_{tabelado}$, não há evidências de diferenças significativas ao nível 5% de probabilidade, entre os tratamentos, em relação ao SPQ.

Tabela D.0.4 - Resumo ANOVA: P1 ($d_p < 7 \mu\text{m}$) e P5 ($d_p < 7 \mu\text{m}$)

	Graus de Liberdade	Soma de Quadrados	Quadrados Médios	F calculado
Tratamentos	1	0,0051	0,0051	0,2256
Resíduo	38	0,8569	0,0225	

ANOVA do SPQ entre os diâmetros $d_p < 7 \mu\text{m}$ e $d_p > 7 \mu\text{m}$ para a amostra P1

Na Tabela D.0.5 estão apresentados os resultados das medições do SPQ, sendo considerados dois tratamentos: Amostra P1 ($d_p < 7 \mu\text{m}$) e Amostra P1 ($d_p > 7 \mu\text{m}$).

Tabela D.0.5 - ANOVA: P1 ($d_p < 7 \mu\text{m}$) e P1 ($d_p > 7 \mu\text{m}$)

Repetições	Tratamento			
	Amostra P1 ($d_p < 7 \mu\text{m}$)		Amostra P1 ($d_p > 7 \mu\text{m}$)	
	SPQ	SPQ ²	SPQ	SPQ ²
1	0,5671	0,3216	0,1268	0,0161
2	0,8440	0,7123	0,5428	0,2946
3	0,6045	0,3654	0,4038	0,1631
4	0,8062	0,6500	0,4213	0,1775
5	0,7882	0,6213	0,3537	0,1251
6	0,4154	0,1726	0,3643	0,1327
7	0,5705	0,3254	0,1417	0,0201
8	0,4822	0,2325	0,4855	0,2357
9	0,7844	0,6152	0,7163	0,5131
10	0,7296	0,5322	0,3656	0,1337
11	0,6691	0,4477	0,4561	0,2081
12	0,7232	0,5230	0,3052	0,0931
13	0,6557	0,4300	0,0231	0,0005
14	0,7016	0,4923	0,4284	0,1835
15	0,7627	0,5817	0,4284	0,1835
16	0,4915	0,2416	0,5388	0,2903
17	0,5224	0,2729	0,3362	0,1130
18	0,6911	0,4776	0,5527	0,3054
19	0,8503	0,7229	0,2587	0,0669
20	0,5139	0,2641	0,5722	0,3274
Soma	13,1735	9,0024	7,8216	3,5835

Na Tabela D.0.6 estão apresentados o resumo da ANOVA. Como $F_{calculado} > F_{tabelado}$, há diferenças significativas ao nível 5% de probabilidade, entre os tratamentos, em relação ao SPQ.

Tabela D.0.6 – Resumo ANOVA: P1 ($d_p < 7 \mu\text{m}$) e P1 ($d_p > 7 \mu\text{m}$)

	Graus de Liberdade	Soma de Quadrados	Quadrados Médios	F calculado
Tratamentos	1	0,7161	0,7161	32,0126
Resíduo	38	0,8500	0,0224	

ANOVA do SPQ entre os diâmetros $d_p < 7 \mu\text{m}$ e $d_p > 7 \mu\text{m}$ para a amostra P5

Na Tabela D.0.7 estão apresentados os resultados das medições do SPQ, sendo considerados dois tratamentos: Amostra P5 ($d_p < 7 \mu\text{m}$) e Amostra P5 ($d_p > 7 \mu\text{m}$).

Tabela D.0.7 - ANOVA: P5 ($d_p < 7 \mu\text{m}$) e P5 ($d_p > 7 \mu\text{m}$)

Repetições	Tratamento			
	Amostra P5 ($d_p < 7 \mu\text{m}$)		Amostra P5 ($d_p > 7 \mu\text{m}$)	
	SPQ	SPQ ²	SPQ	SPQ ²
1	0,5375	0,2889	0,2267	0,0514
2	0,4175	0,1743	0,5569	0,3101
3	0,8478	0,7187	0,3454	0,1193
4	0,2863	0,0820	0,4720	0,2228
5	0,5476	0,2999	0,3301	0,1089
6	0,5909	0,3491	0,5779	0,3339
7	0,7528	0,5668	0,2321	0,0539
8	0,3975	0,1580	0,4140	0,1714
9	0,4843	0,2345	0,3920	0,1536
10	0,4315	0,1862	0,5603	0,3140
11	0,4438	0,1969	0,2428	0,0590
12	0,4743	0,2250	0,5661	0,3205
13	0,5950	0,3540	0,2342	0,0549
14	0,7318	0,5355	0,3374	0,1138
15	0,6209	0,3856	0,1431	0,0205
16	0,7176	0,5150	0,3548	0,1259
17	0,5850	0,3422	0,2885	0,0833
18	0,6899	0,4759	0,4915	0,2416
19	0,4060	0,1649	0,2438	0,0594
20	0,3779	0,1428	0,3609	0,1302
	10,9359	6,3962	7,3705	3,0484

Na Tabela D.0.8 estão apresentados o resumo da ANOVA. Como $F_{calculado} > F_{tabelado}$, há diferenças significativas ao nível 5% de probabilidade, entre os tratamentos, em relação ao SPQ.

Tabela D.0.8 – Resumo ANOVA: P5 ($d_p < 7 \mu\text{m}$) e P5 ($d_p > 7 \mu\text{m}$)

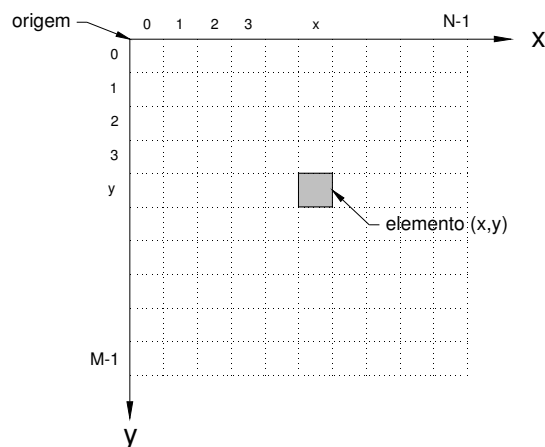
	Graus de Liberdade	Soma de Quadrados	Quadrados Médios	F calculado
Tratamentos	1	0,3178	0,3178	16,1310
Resíduo	38	0,7487	0,0197	

APÊNDICE E – PROCESSAMENTO DE IMAGENS DIGITAIS NO MATLAB

O MATLAB (*Matrix Laboratory*) é um software interativo de alto desempenho utilizado na resolução de problemas numéricos. Seu elemento básico de informação é uma matriz que não requer dimensionamento. (GONZALEZ *et. al*, 2004). A ferramenta de processamento de imagens digitais (*Digital Image Processing Toolbox*), IPT, é um grupo de funções específicas que aumenta a capacidade computacional na solução de problemas relacionados com imagens.

Representação de imagens digitais

Uma imagem pode ser definida como uma função bidimensional da intensidade da luz $f(x, y)$, em que x e y são as coordenadas espaciais e o valor da função corresponde ao brilho ou intensidade em cada ponto. Para imagens monocromáticas, a amplitude é denominada nível de cinza (GONZALEZ e WOODS, 2008). Uma imagem geralmente é contínua, porém quando é convertida para a forma digital, requer que suas coordenadas e amplitudes sejam digitalizadas, ou seja, quando x , y e $f(x, y)$ assumem valores discretos, a imagem é chamada de imagem digital. Normalmente utiliza-se o sistema de coordenadas espaciais, em que o ponto superior esquerdo é a origem:



Uma imagem digital é representada numericamente por uma função discreta $f(x, y)$ e pode ser considerada uma matriz de dimensões $M \times N$, em que cada elemento é denominado elemento de imagem, *pixel* - abreviação de *picture element* (GONZALEZ e WOODS, 2008):

$$f(x, y) = \begin{bmatrix} f(0,0) & f(0,1) & \dots & f(0,N-1) \\ f(1,0) & f(1,1) & \dots & f(1,N-1) \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ f(M-1,0) & f(M-1,1) & \dots & f(M-1,N-1) \end{bmatrix}$$

Leitura de imagens

No MATLAB a leitura de imagens é feita utilizando a função *imread*, que possui a seguinte sintaxe, em que *f* é a matriz da imagem:

```
>> f = imread ('filename');
```

As dimensões de uma imagem (número de linhas *M* e colunas *N* da matriz que a representa) podem ser obtidas através da função *size*:

```
>> [M, N] = size (f);
```

A função *imshow* mostra a imagem armazenada em *f*, sendo *G* o número de níveis de intensidade utilizado. Se *G* for omitido, considera-se como padrão 256 níveis:

```
>> imshow (f, G);
```

Imagem binária

Uma imagem binária é uma matriz lógica composta por zeros e uns. Uma matriz pode ser convertida para a forma binária utilizando a função *logical*. Por exemplo, para tornar a matriz *A* (composta por 0s e 1s) uma matriz lógica *B*, utiliza-se a seguinte sintaxe:

```
>> B=logical (A);
```

Se A tiver valores diferentes de zeros e uns, a função irá converter todos os valores não nulos para 1. Para testar se a imagem está na forma binária utiliza-se a função *islogical*, que retorna 1 se for verdadeiro e 0 se falso.

```
>> islogical (A);
```

Indexação de vetores e matrizes

O Matlab possui esquemas de indexação que simplificam a manipulação de vetores e matrizes e aumentam a eficiência de programas. Por exemplo, o vetor u contendo cinco elementos pode ser representado da seguinte forma:

```
>> u=[1 2 5 7 9]
```

Para acessar, por exemplo, o terceiro elemento de u, usa-se a indexação unidimensional:

```
>> u(3)
```

```
ans=5
```

Para acessar blocos de elementos, usa-se a seguinte notação, supondo que o objetivo seja obter os três primeiros elementos de u:

```
>> u(1:3)
```

```
ans =
```

```
1 2 5
```

Para acessar todos os elementos de u, a partir do terceiro, utiliza-se a forma:

```
>> u(3:end)
```

```
ans =
```

```
5 7 9
```

Matrizes podem ser representadas como uma sequência de vetores linha separados por ponto e vírgula. Para gerar uma matriz 3 x 3, por exemplo, utiliza-se a forma:

```
>> A=[1 2 3; 4 5 6; 7 8 9]
```

```
A =
```

```
1 2 3
```

```
4 5 6
7 8 9
```

Para acessar o elemento localizado, por exemplo, na segunda linha e terceira coluna, utiliza-se a indexação bidimensional da seguinte forma:

```
>> A(2,3)
ans =
    6
```

Para obter o bloco composto por todos os elementos da terceira coluna, utiliza-se:

```
>> A(:,3)
ans =
    3
    6
    9
```

Programação utilizando arquivos-M

Arquivos-M são ferramentas que executam uma série de comandos. Podem ser também funções que aceitam argumentos de entrada e podem produzir um ou mais resultados como saída. Os arquivos-M são criados usando um editor de texto e são salvos na forma *nomedoarquivo.m*. Os componentes de uma função-M são:

- Linha de definição da função
- Linha H1
- Texto de ajuda
- Corpo da função
- Comentários

A linha de definição da função possui a sintaxe:

```
function [argumentos de entrada] = nome (argumentos de saída)
```

A linha H1 é a primeira linha do texto, composta por um comentário sobre a função. O texto de ajuda deve estar na linha seguinte e deve conter informações sobre a função. Este bloco de texto será acessado externamente ao utilizar o comando `help function_name`. Finalmente, o corpo da função contém o código, em linguagem Matlab. Todas as linhas que contenham o símbolo “%” são interpretadas como comentários.

Os principais operadores relacionais e lógicos utilizados pelo Matlab são:

Operador	Nome
<	menor do que
<=	menor ou igual a
>	maior do que
>=	maior ou igual a
==	igual a
~=	não igual a
&	e
	ou
~	não

Para controlar o fluxo de operações baseado em um grupo de condições pré-definidas, são utilizados seguintes operadores:

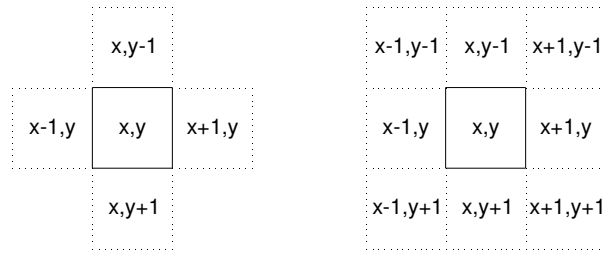
Operador	Descrição
if	<i>if</i> , juntamente com <i>else</i> e <i>elseif</i> , executa um grupo de tarefas baseado em uma condição lógica específica.
for	executa um grupo de tarefas um número determinado de vezes
while	executa um grupo de tarefas um número indefinido de vezes, baseado em uma condição lógica especificada

Relações básicas entre *pixels*

A distância Euclidiana entre dois *pixels* p_1 e p_2 , de coordenadas (x, y) e (x', y') , respectivamente, é determinada pela expressão:

$$D_e(p_1, p_2) = [(x - x')^2 + (y - y')^2]^{1/2}$$

Um pixel p , de coordenadas (x, y) , possui quatro vizinhos horizontais e verticais, cujas coordenadas são $(x+1, y)$, $(x-1, y)$, $(x, y+1)$ e $(x, y-1)$. Este grupo de *pixel* é denominado vizinhança de quatro e denotado por $N_4(p)$. Os quatro vizinhos diagonais, de coordenadas $(x+1, y+1)$, $(x+1, y-1)$, $(x-1, y+1)$ e $(x-1, y-1)$, denotados por $N_D(p)$, em conjunto com a vizinhança de quatro, forma a vizinhança de 8 do pixel, $N_8(p)$. Os dois casos estão ilustrados abaixo:



Filtros espaciais

Algumas operações baseadas na manipulação de *pixels* podem ser utilizadas. Estas técnicas de processamento são implementadas no domínio espacial da imagem e podem ser denotadas pela Equação abaixo, em que $f(x, y)$ é a imagem de entrada e $g(x, y)$ é a imagem após ser processada pela operação T .

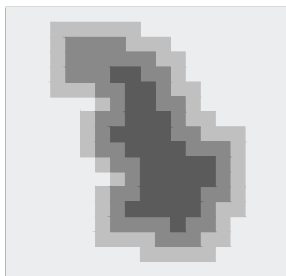
$$g(x, y) = T[f(x, y)]$$

Uma imagem $f(x, y)$ contendo diversos tons de cinza pode ser segmentada de forma que os *pixels* correspondentes ao fundo podem ser rotulados como zero (0) e aqueles que representam o objeto são rotulados como um (1), formando uma imagem binária. Este resultado pode ser obtido através da operação de limiarização, no qual um tom de cinza λ é escolhido como a fronteira de separação entre dois grupos. Um dos grupos, cujos tons de cinza são maiores do que o limiar adotado

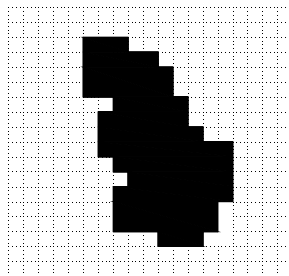
passa a assumir o valor um (1) e o outro, representado pelos tons de cinza menores ou iguais ao limiar, assume valor zero (0). Em termos destas quantidades a imagem limiarizada $g(x, y)$ é definida como:

$$g(x, y) = \begin{cases} 1, & f(x, y) > \lambda \\ 0, & f(x, y) \leq \lambda \end{cases}$$

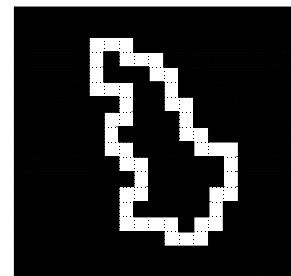
A transição entre as duas regiões geradas forma a borda da imagem, como ilustrado na Figura abaixo. Esta borda pode ser detectada utilizando-se o operador de *Sobel*, que consiste na utilização de máscaras que percorrem todo o domínio espacial e analisam os gradientes de intensidade.



(a)



(b)



(c)

a) Imagem com quatro níveis de cinza; (b) imagem binária após a operação de limiarização; (c) bordas detectadas com o operador de Sobel.