UNIVERSIDADE ESTADUAL PAULISTA
FACULDADE DE ENGENHARIA
CAMPUS DE BAURU

Análise da Influência dos Tipos de Fluido de Corte e Rebolo na Retificação do Aço SAE HVN-3

Eraldo Jannone da Silva

Dissertação apresentada à Faculdade de Engenharia da UNESP - Campus de Bauru, para a obtenção do título de Mestre em Engenharia Industrial

BAURU - S P
Setembro - 2000

Número de chamad
Clas. T/UNESP
PHA 5579a
Tombo n.º 910

UNIVERSIDADE ESTADUAL PAULISTA
FACULDADE DE ENGENHARIA
CAMPUS DE BAURU

BIBLIOTECA UNESP CAMPUS BAURU

ANÁLISE DA INFLUÊNCIA DOS TIPOS DE FLUIDO DE CORTE E REBOLO NA RETIFICAÇÃO DO AÇO SAE HVN-3

ERALDO JANNONE DA SILVA

Orientador: Prof. Dr. Eduardo Carlos Bianchi

Dissertação apresentada à Faculdade de Engenharia da UNESP – Campus de Bauru, para a obtenção do título de Mestre em Engenharia Industrial

BAURU – SP
Setembro - 2000

Ficha catalográfica elaborada por
DIVISÃO TÉCNICA DE BIBLIOTECA E DOCUMENTAÇÃO
UNESP - Bauru

671
S579a

Silva, Eraldo Jannone
Análise de influência dos tipos de fluídos de corte e rebolo na retificação do aço SAE HVN-3 / Eraldo Jannone Silva. - - Bauru : UNESP, 2000.
179p. : il. ; 30cm

Dissertação (Mestrado) - Universidade Estadual Paulista. Faculdade de Engenharia, 2000.

Orientador: Dr. Eduardo Carlos Bianchi.

1. Retificação - processo de usinagem 2. Fluído de corte. 3. Válvula de admissão - HVN-3. I – Título. II – Bauru-Universidade Estadual Paulista.

COD.CAPES - 30303079 - USINAGEM

unesp

UNIVERSIDADE ESTADUAL PAULISTA

FACULDADE DE ENGENHARIA
CAMPUS DE BAURU

ATA N.º 006/2000.

ATA DA DEFESA PÚBLICA DE DISSERTAÇÃO DE MESTRADO DE *ERALDO JANNONE DA SILVA*, ALUNO DO PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA INDUSTRIAL, DA FACULDADE DE ENGENHARIA DA UNESP – CAMPUS DE BAURU.

No dia primeiro do mês de setembro de dois mil, às quinze horas, no anfiteatro do prédio da pós-graduação da Faculdade de Engenharia da UNESP, Campus de Bauru, reuniu-se a Comissão Examinadora da Defesa Pública, composta pelos Professores Doutores: Eduardo Carlos Bianchi do Departamento de Engenharia Mecânica da FE -UNESP – Campus de Bauru, Presidente da Banca, João Fernando Gomes de Oliveira da Escola de Engenharia de São Carlos da Universidade de São Paulo – EESC-USP e Anselmo Eduardo Diniz da Faculdade de Engenharia Mecânica da Universidade Estadual de Campinas – UNICAMP, a fim de proceder a argüição pública da Dissertação de Mestrado do candidato ***Eraldo Jannone da Silva***, intitulada "ANÁLISE DA INFLUÊNCIA DOS TIPOS DE FLUIDO DE CORTE E REBOLO NA RETIFICAÇÃO DO AÇO SAE HVN-3". O Professor Doutor Eduardo Carlos Bianchi, Presidente da Banca, apresentou o candidato, que dissertou sobre seu trabalho, em trinta minutos, após, o candidato foi argüido oralmente, pelos membros componentes da Comissão Examinadora no tempo regulamentar exigido. Logo após, reuniu-se a Comissão Examinadora, tendo apresentado o conceito final: **APROVADO**, atribuindo a menção *com **distinção e louvor.*** Nada mais havendo, foi lavrada a presente ata, que após, lida e aprovada, será assinada pelos Senhores Membros da Comissão Examinadora. Bauru, primeiro dia do mês de setembro de dois mil.

Prof. Dr. Eduardo Carlos Bianchi – Presidente _____

Prof. Dr. João Fernando Gomes de Oliveira - Membro J. Fernando G. Oliveira

Prof. Dr. Anselmo Eduardo Diniz – Membro _____



DEDICATÓRIA

Aos meus pais, Roberto e Aparecida, a minha noiva, Daniela, ao meu irmão, Eduardo, e aos meus avós.

AGRADECIMENTOS

Expressamos os nossos mais sinceros agradecimentos:

Ao Prof. Dr. Eduardo Carlos Bianchi, pela orientação, pelo incentivo, pelo apoio constante, pela amizade sincera, pelas valiosas sugestões e pela confiança depositada no sucesso deste projeto.

Ao Co-orientador Prof. Dr. Paulo Roberto de Aguiar, pelo apoio constante, incentivo e pelas sugestões sempre pertinentes.

Ao Prof. Dr. João Fernando Gomes de Oliveira, pelas valiosas sugestões à esta pesquisa.

Ao Prof. Dr. Reginaldo Teixeira Coelho, pelos esclarecimentos iniciais sobre as formas de medição das tensões residuais.

À FAPESP, pela concessão da Bolsa de Mestrado e da Reserva Técnica, possibilitando a realização desta pesquisa.

Às empresas, TRW, NORTON, MASTER DIAMOND FERRAMENTAS LTDA., na pessoa do Sr. Galdino Ferreira de Souza, DE BEERS DO BRASIL, na pessoa do Sr. Luiz Carlos Caetano, HOUGHTON DO BRASIL, na pessoa do Sr. José Milton Nogueira, pelo apoio financeiro e técnico à esta pesquisa.

Ao Laboratório de Difração de Raios-X, do Centro de Caracterização de Materiais (CCDM) de São Carlos - SP, na pessoa do Pesquisador Associado Rogério Machado, pelo auxílio técnico na determinação das tensões residuais dos componentes usinados.

Aos técnicos Uilson (Alemão), da Oficina Mecânica e Osmar, do Laboratório de Engenharia Elétrica, pelo apoio técnico, fundamental para a realização desta pesquisa.

Aos técnicos Toninho, do Laboratório de Química, Carlos, do Laboratório Refrigeração e Ar Condicionado, Edson Rondon, da Oficina



Mecânica, Hamilton, do Laboratório de Materiais, Edson, do Laboratório de Engenharia Elétrica e Miltinho, pelo apoio técnico à esta pesquisa.

Ao estudante do Curso de Engenharia Mecânica Rodrigo Eduardo Catai e ao Engenheiro Mecânico Rodrigo Daun Mounici, pela colaboração na realização dos ensaios.

Ao Auxiliar Acadêmico MSc. Ulisses Frazão Tibúrcio Gonçalves pela valiosa ajuda à esta pesquisa.

Aos Professores Doutores Marcos Tadeu Tibúrcio Gonçalves, Célio Losnak, Ivaldo De Domenico Valarelli, Luiz Eduardo de A. Sanchez, pelo viabilização da usinagem dos corpos-de-prova, utilizando-se a Oficina Mecânica, o Laboratório de CAD/CAM e o Laboratório de Usinagem de Madeiras.

Ao Prof. Dr. Ivan De Domenico Valarelli pelo auxílio no dimensionamento do sistema de exaustão de fluido de corte e pela valiosas sugestões.

Ao Prof. Dr. Augusto Ronchi Júnior pela colaboração no dimensionamento do sistema medidor de vazão.

Aos Professores Doutores Luiz Daré Neto, Geraldo Luiz Palma, Vicente Luiz Scalon e Paulo César Razuk, José Marta Filho pelo auxílio técnico à esta pesquisa.

Ao Prof. Dr. Marcos Roberto Bórmio, pela sua contribuição quanto aos reparos no sistema hidráulico da retificadora.

Aos Professores Doutores Gilberto B. M. Gonçalves e Yukio Kobayashi pela contribuição à esta pesquisa e por viabilizarem a utilização do Laboratório de Materiais.

Ao Prof. MSc. Alexius Masiukewycz pela colaboração à esta pesquisa.

Ao Coordenador do Curso de Pós-graduação, Prof. Dr. Alcides Padilha, por seu apoio à defesa desta dissertação.

À Faculdade de Odontologia, na pessoa do Prof. Dr. César Antunes de Freitas, pela colaboração e sugestões apresentadas à esta pesquisa.

Aos Cirurgiões-dentistas Celiane Mary Carneiro Tapety, Daniela Rios, Lawrence Gonzaga Lopes e Daniela F. Gigo Cefaly, pela colaboração no registro fotográfico deste projeto.

Ao Departamento de Engenharia Mecânica da UNESP de Bauru, aos Laboratórios de Apoio (CNC, Madeira, Oficina) e, de forma especial, à todos os professores e funcionários do Departamento, que colaboram de alguma forma na realização desta pesquisa.

À Deus, pela saúde concedida para a realização deste trabalho.

SUMÁRIO

LISTA DE FIGURAS 9
LISTA DE TABELAS 13
LISTA DE ABREVIATURAS E SÍMBOLOS 14
1. INTRODUÇÃO 16
1.1. Objetivo 18
1.2. Motivação desta pesquisa 18
2. REVISÃO DA LITERATURA 19
2.1 Fluidos de corte: classificação, funções, seleção, manutenção e descarte 19
2.1.1 Classificação dos fluidos de corte 19
2.1.2 Funções de um fluido de corte no processo de retificação 22
2.1.3 Aspectos que influenciam o desempenho dos fluidos de corte utilizados em retificação 27
2.1.3.1 A eficácia do poder refrigerante dos fluidos de corte 27
2.1.3.2 A influência do formato do bico de aplicação, da velocidade de saída do jato e das melhorias no sistema de purificação no desempenho dos de fluidos de corte 30
2.1.4 Aspectos que influenciam a estabilidade dos fluidos de corte utilizados em retificação 34
2.1.4.1 Óleos de corte 34
2.1.4.2 Fluidos de corte solúveis em água 35
2.1.5 Manutenção de fluidos de corte 37
2.1.6 Procedimentos-padrão de descarte de fluidos de corte 38
2.1.6.1 Composição dos resíduos sólidos encontrados em fluidos de corte 38
2.1.6.2 Descarte de óleos de corte 40
2.1.6.3 Descarte de fluidos de corte solúveis em água 40
2.1.7 Aspectos ambientais quanto a utilização de fluidos de corte 43
2.2 Danos térmicos na retificação decorrentes do par fluido-ferramenta adotado 46
2.2.1 Introdução 46
2.2.2 Danos térmicos oriundos do processo de retificação 47
2.2.2.1 Queima superficial da peça 47
2.2.2.2 Têmpera superficial 48
2.2.2.3 Tensões residuais 48
2.2.2.4 Trincas 49
2.2.3 Influência da ferramenta e do fluido de corte nas trocas térmicas 49
2.2.3.1 Introdução 49
2.2.3.2 Importância da determinação das temperaturas na região de corte e da fração da energia gerada que flui pela peça 50
2.2.3.3 Influência do tipo de ferramenta e fluido de corte na determinação das temperaturas na região de corte e da fração da energia gerada que flui pela peça (ε) 52
2.2.3.4 Influência do tipo de ferramenta e fluido de corte nas tensões residuais verificadas em peças retificadas 54
2.3 Características dos aços utilizados na confecção de válvulas de motores a combustão interna 61
3. MATERIAL E MÉTODO 63
3.1 Parâmetros de entrada utilizados nesta pesquisa 65
3.1.1 Fluidos de corte testados 65
3.1.2 Tipos de rebolos testados 66
3.2 Variáveis de saída monitoradas nesta pesquisa 66
3.2.1 Força tangencial de corte 66
3.2.2 Rugosidade superficial 77
3.2.3 Batimento radial 78
3.2.4 Tensão residual 78
3.2.5 Desgaste Radial 78
3.3 Procedimentos pré-ensaios 79
3.3.1 Confecção e montagem do banco de ensaios 79



3.3.1.1 Desenvolvimento do programa de aquisição de dados 80
3.3.1.2 Alterações na parte mecânica do banco de ensaios 81
3.3.2 Aparelhos utilizados na medição da concentração e pH dos fluidos solúveis em água e seus procedimentos de calibração 90
3.3.3 Escolha do bico utilizado nos ensaios laboratoriais e a determinação das velocidades de saída para cada tipo de fluido testado 92
3.3.4 Preparo dos corpos-de-prova 96
3.3.5 Afiação dos rebolos convencional e superabrasivo 99
3.3.6 Classificação dos ensaios 101
3.4 Procedimentos de ensaio e pós-ensaio 104
3.4.1 Procedimentos iniciais 104
3.4.2 Procedimentos de retificação 105
3.4.3 Procedimentos pós-retificação, durante a execução de um ensaio 108
3.4.4 Procedimentos pós-retificação, ao final execução de um ensaio 109
4. RESULTADOS E DISCUSSÕES 114
4.1 Resultados para a força tangencial de corte 114
4.1.1 Comparação das forças de corte para as três velocidades de saída do jato de fluido de corte (v_j), alterando-se os tipos de fluido de corte e de rebolo 114
4.2 Resultados para a rugosidade R_a 118
4.2.1 Influência da velocidade do jato de fluido de corte (v_j) na rugosidade, para os testes com o rebolo convencional 118
4.2.2 Influência da velocidade do jato de fluido de corte (v_j) na rugosidade, para os testes com o rebolo superabrasivo 122
4.2.3 Comparação das rugosidades para as três velocidades de saída do jato de fluido de corte (v_j), alterando-se os tipos de fluido de corte e de rebolo 125
4.3 Resultados para o batimento radial 130
4.3.1 Influência da velocidade do jato de fluido de corte (v_j) no batimento radial, para os testes com o rebolo convencional 130
4.3.2 Influência da velocidade do jato de fluido de corte (v_j) no batimento radial, para os testes com o rebolo superabrasivo 133
4.3.3 Comparação do batimento radial para as três velocidades de saída do jato de fluido de corte (v_j), alterando-se os tipos de fluido de corte e de rebolo 136
4.4 Resultados para a tensão residual 139
4.4.1 Influência da velocidade do jato de fluido de corte (v_j) nas tensões residuais, para os testes com o rebolo convencional 142
4.4.2 Influência da velocidade do jato de fluido de corte (v_j) nas tensões residuais, para os testes com o rebolo superabrasivo 147
4.4.3 Comparação das tensões residuais para as três velocidades de saída do jato de fluido de corte (v_j), alterando-se os tipos de fluido de corte e de rebolo utilizados 151
4.5 Resultados para o desgaste radial 156
4.5.1 Influência da velocidade do jato de fluido de corte (v_j) no desgaste radial, para os testes com o rebolo convencional 157
4.5.2 Influência da velocidade do jato (v_j) no desgaste radial do rebolo, para os testes com o rebolo superabrasivo 160
4.5.3 Comparação dos desgastes radiais do rebolo para as três velocidades de saída do jato de fluido de corte (v_j), alterando-se os tipos de fluido de corte e de rebolo utilizados 163
5. CONCLUSÕES 167
6. SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS 170
7. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS 171
Anexo 1 177
ABSTRACT 179

LISTA DE FIGURAS

FIGURA 1 – Representação esquemática de uma emulsão (Runge & Duarte, 1990) 20
FIGURA 2 – Influência do tipo de fluido de corte na relação G (adaptado de Carius, 1989)..... 25
FIGURA 3 – Ilustração da retificação plana e do modelamento térmico (Guo & Malkin, 1995)... 27
FIGURA 4 – Bico de formato arredondado baseado em Rouse et al. (1952), (Webster, 1995)..... 31
FIGURA 5 – Bico tradicional (Webster, 1995)..... 31
FIGURA 6 – Fluxo de calor em função da razão de velocidades utilizada (Webster, 1995)..... 33
FIGURA 7 – Círculo vicioso de crescimento bacteriano (adaptado de Runge & Duarte, 1990).... 37
FIGURA 8 – Sistema de purificação de fluido de corte (Usitec, 1999)..... 39
FIGURA 9 - Esquema para descarte de fluidos de corte sintéticos aniônicos (Runge & Duarte, 1990)..... 43
FIGURA 10 – Distribuição da tensão residual induzida pela retificação, as quais são consideradas induzidas termicamente (Malkin, 1989)..... 56
FIGURA 11 – Operação de retificação cilíndrica externa de mergulho..... 64
FIGURA 12 - Representação esquemática do procedimento de calibração utilizado..... 67
FIGURA 13 – Torque aplicado no eixo do torquímetro através da suspensão de massas calibradas 69
FIGURA 14 – Banco de ensaios utilizado na calibração estática do torquímetro..... 70
FIGURA 15 –Equação de correlação dos valores de tensão de saída e função do torque aplicado obtida por regressão linear 71
FIGURA 16 - Dispositivo de calibração utilizado, montado na retificadora cilíndrica CNC 72
FIGURA 17 - Detalhe do dispositivo de calibração utilizado, destacando-se o torquímetro e o freio de sapatas utilizados..... 73
FIGURA 18 - Tela do programa para a calibração dinâmica do sistema..... 75
FIGURA 19 - Demais componentes eletrônicos utilizados na calibração dinâmica do sistema 76
FIGURA 20 – Equação de correlação dos valores de torque aplicado no eixo do motor de acionamento do rebolo [N.m] e potência elétrica consumida pelo motor de acionamento do rebolo [W], obtidos pelo método de regressão linear..... 77
FIGURA 21 – Representação esquemática da medição do desgaste do rebolo (dimensões da impressão exageradas para melhor visualização do esquema)..... 79
FIGURA 22 – Tela principal do programa desenvolvido para aquisição, em tempo real, da força tangencial de corte , emissão acústica e energia específica de retificação 81
FIGURA 23 – Retificadora cilíndrica externa de mergulho, CNC, da marca SULMECÂNCIA, modelo RUAP 515 H-CNC; em detalhe, o bocal padrão de aplicação de fluido de corte 82
FIGURA 24 - Bomba centrífuga de imersão, modelo UBP-175 (A=175 mm) (Usitec, 1999) 83
FIGURA 25 - Bocal padrão de aplicação de fluido de corte..... 84
FIGURA 26 - Bomba centrífuga de imersão, modelo UBJ-5 (A=205 mm; B=300 mm e ϕC=188 mm) (Usitec, 1999) 86
FIGURA 27 – Visão geral do novo sistema de aplicação de fluido de corte 87
FIGURA 28 – Bico de 7 mm de diâmetro de saída – dimensões básicas..... 88
FIGURA 29 – Bico de 6 mm de diâmetro de saída – dimensões básicas..... 88
FIGURA 30 – Bico de 5 mm de diâmetro de saída – dimensões básicas..... 89
FIGURA 31 – Bicos para aplicação de fluido de corte (da esquerda para direita: bicos de 5, 7 e 6 mm de diâmetro de saída..... 89
FIGURA 32 – Calibração do refratômetro manual 90
FIGURA 33 – Medição da velocidade de saída do jato de fluido de corte 93
FIGURA 34 – Representação esquemática da retificação da sede da válvula 97
FIGURA 35 – Dimensões do corpo-de-prova, material SAE HVN-3, temperado e revenido (60 HRc)..... 97
FIGURA 36 – Torno CNC, marca EMCO, modelo TURN 120 98
FIGURA 37 – Região de contato dressador / rebolo (Oliveira, 1988) 99
FIGURA 38 – Cabeçote perfilador utilizado, fixado sobre a retificadora..... 100
FIGURA 39 – Fluxograma dos ensaios 102

cm 1 2 3 4 5 6 7 unesp 11 12 13 14 15 16 17 18

FIGURA 40 – Registro de esferas e manômetro utilizados para se ajustar a velocidade de aplicação de fluido de corte. 106
FIGURA 41 – Comportamento do jato de fluido de corte 107
FIGURA 42 – Visualização da zona de retificação 108
FIGURA 43 – Medição do batimento radial da peça 109
FIGURA 44 – Marcação do perfil desgastado do rebolo no tarugo de aço SAE 1020 110
FIGURA 45 – Medição do desgaste Δ_r 111
FIGURA 46 – Medição da rugosidade nos corpos-de-prova 112
FIGURA 47 – Rugosímetro, adquirindo dados de rugosidade via computador 112
FIGURA 48 – Resultado comparativo da força de corte para os rebolos e os fluidos testados, sendo estes aplicados na máxima velocidade (v_j) 115
FIGURA 49 – Resultado comparativo da força de corte para os rebolos e os fluidos testados, sendo estes aplicados na velocidade (v_j) intermediária 115
FIGURA 50 – Resultado comparativo da força de corte para os rebolos e os fluidos testados, sendo estes aplicados na mínima velocidade (v_j) 116
FIGURA 51 – Resultado de rugosidade obtido através do programa "Talyprof" (parte superior: perfil da rugosidade; parte inferior: parâmetros de rugosidade) 118
FIGURA 52 – Resultados de rugosidade (R_a) para o óleo de corte, variando-se (v_j), para o rebolo convencional 120
FIGURA 53 – Resultados da rugosidade (R_a) para a emulsão vegetal, variando-se (v_j), para o rebolo convencional 120
FIGURA 54 – Resultados de rugosidade (R_a) para a solução, variando-se (v_j), para o rebolo convencional 121
FIGURA 55 – Resultados de rugosidade (R_a) para a emulsão mineral, variando-se (v_j), para o rebolo convencional 121
FIGURA 56 – Resultados de rugosidade (R_a) para o óleo de corte, variando-se (v_j), para o rebolo superabrasivo 123
FIGURA 57 – Resultados da rugosidade (R_a) para a emulsão vegetal, variando-se (v_j), para o rebolo superabrasivo 123
FIGURA 58 – Resultados de rugosidade (R_a) para a solução, variando-se (v_j), para o rebolo superabrasivo 124
FIGURA 59 – Resultados de rugosidade (R_a) para a emulsão mineral, variando-se (v_j), para o rebolo superabrasivo 124
FIGURA 60 – Resultado comparativo da rugosidade para os rebolos e os fluidos testados, sendo estes aplicados na máxima velocidade (v_j) 126
FIGURA 61 – Resultado comparativo da rugosidade para os rebolos e os fluidos testados, sendo estes aplicados na velocidade (v_j) intermediária 126
FIGURA 62 – Resultado comparativo da rugosidade para os rebolos e os fluidos testados, sendo estes aplicados na mínima velocidade (v_j) 127
FIGURA 63 – Resultados de batimento radial para o óleo de corte, variando-se (v_j), para o rebolo convencional 131
FIGURA 64 – Resultados de batimento radial para a emulsão vegetal, variando-se (v_j), para o rebolo convencional 131
FIGURA 65 – Resultados de batimento radial para a solução, variando-se (v_j), para o rebolo convencional 132
FIGURA 66 – Resultados de batimento para a emulsão mineral, variando-se (v_j), para o rebolo convencional 132
FIGURA 67 – Resultados de batimento radial para o óleo de corte, variando-se (v_j), para o rebolo superabrasivo 134
FIGURA 68 – Resultados de batimento radial para a emulsão vegetal, variando-se (v_j), para o rebolo superabrasivo 134
FIGURA 69 – Resultados de batimento radial para a solução, variando-se (v_j), para o rebolo superabrasivo 135
FIGURA 70 – Resultados de batimento para a emulsão mineral, variando-se (v_j), para o rebolo superabrasivo 135

FIGURA 71 – Resultado comparativo de batimento radial para os rebolos e os fluidos testados, sendo estes aplicados na máxima velocidade (v_j) 137
FIGURA 72– Resultado comparativo de batimento radial para os rebolos e os fluidos testados, sendo estes aplicados na velocidade (v_j) intermediária 137
FIGURA 73 – Resultado comparativo de batimento radial para os rebolos e os fluidos testados, sendo estes aplicados na mínima velocidade (v_j) 138
FIGURA 74 – Sentido da tensão residual medida nas amostras analisadas 139
FIGURA 75 – Resultados característico obtido no programa S2001, tensão de tração (NRS=323,27 MPa), para o ensaio 9, no ciclo 103 140
FIGURA 76 – Resultados característico obtido no programa S2001, tensão de compressão (NRS=-679,04 MPa), para o ensaio 15, no ciclo 1 141
FIGURA 77 – Resultados de tensão residual após a têmpera e o torneamento dos corpos-de-prova 142
FIGURA 78 – Resultados de tensão residual para o óleo de corte, variando-se (v_j), para o rebolo convencional 144
FIGURA 79 – Resultados de tensão residual para a emulsão vegetal, variando-se (v_j), para o rebolo convencional 144
FIGURA 80 – Resultados de tensão residual para a solução, variando-se (v_j), para o rebolo convencional 145
FIGURA 81 – Resultados de tensão residual para a emulsão mineral, variando-se (v_j), para o rebolo convencional 145
FIGURA 82 – Resultados de tensão residual para o óleo de corte, variando-se (v_j), para o rebolo superabrasivo 148
FIGURA 83 – Resultados de tensão residual para a emulsão vegetal, variando-se (v_j), para o rebolo superabrasivo 148
FIGURA 84 – Resultados de tensão residual para a solução, variando-se (v_j), para o rebolo superabrasivo 149
FIGURA 85 – Resultados de tensão residual para a emulsão mineral, variando-se (v_j), para o rebolo superabrasivo 149
FIGURA 86 – Resultado comparativo da tensão residual para os rebolos e os fluidos testados, sendo estes aplicados na máxima velocidade (v_j) 151
FIGURA 87 – Resultado comparativo da tensão residual para os rebolos e os fluidos testados, sendo estes aplicados na velocidade (v_j) intermediária 152
FIGURA 88 – Resultado comparativo da tensão residual para os rebolos e os fluidos testados, sendo estes aplicados na mínima velocidade (v_j) 152
FIGURA 89 – Perfil do rebolo impresso no aço SAE 1020, utilizado no cálculo do desgaste radial do rebolo 156
FIGURA 90 – Resultados do desgaste radial para o óleo de corte, variando-se (v_j), para o rebolo convencional 158
FIGURA 91 – Resultados do desgaste radial para a emulsão vegetal, variando-se (v_j), para o rebolo convencional 158
FIGURA 92 – Resultados do desgaste radial para a solução, variando-se (v_j), para o rebolo convencional 159
FIGURA 93 – Resultados do desgaste radial para o fluido a emulsão mineral, variando-se (v_j), para o rebolo convencional 159
FIGURA 94 – Resultados do desgaste radial para o óleo de corte, variando-se (vj), para o rebolo superabrasivo 161
FIGURA 95 – Resultados do desgaste radial para a emulsão vegetal, variando-se (v_j), para o rebolo superabrasivo 161
FIGURA 96 – Resultados do desgaste radial para a solução, variando-se (v_j), para o rebolo superabrasivo 162
FIGURA 97 – Resultados do desgaste radial para o fluido a emulsão mineral, variando-se (v_j), para o rebolo superabrasivo 162
FIGURA 98 – Resultado comparativo do desgaste radial do rebolo para os fluidos e os rebolos testados, quando aqueles aplicados na máxima velocidade (v_j) 164

FIGURA 99 – Resultado comparativo do desgaste radial do rebolo para os fluidos e os rebolos testados, sendo aqueles aplicados na velocidade (v_j) intermediária 164
FIGURA 100 – Resultado comparativo do desgaste radial do rebolo, para os fluidos e os rebolos testados, sendo aqueles aplicados na mínima velocidade (v_j) 165

Dissertação de Mestrado redigida conforme as "Instruções para Elaboração de Dissertações e Teses para o Programa de Pós-graduação em Engenharia Industrial da Faculdade de Engenharia –FE", da UNESP, Campus de Bauru.

LISTA DE TABELAS

TABELA 1 – CARACTERÍSTICAS DOS FLUIDOS DE CORTE (1-PIOR; 4-MELHOR) (WEBSTER, 1995).... 24
TABELA 2 - FATOR DE CORREÇÃO DETERMINADO PARA CADA TIPO DE FLUIDO DE CORTE SOLÚVEL EM ÁGUA 92
TABELA 3 - MÁXIMAS VELOCIDADES DE SAÍDA E VAZÕES DE FLUIDO DE CORTE EM FUNÇÃO DO DIÂMETRO DE SAÍDA DO BICO (EM DESTAQUE O BICO ADOTADO). 94
TABELA 4 – VALORES DE VELOCIDADE DE SAÍDA DO JATO, PRESSÃO E VAZÃO (CONDIÇÃO 1 A 4: MÁXIMA PARA MÍNIMA VAZÃO) 95
TABELA 5 – TABELA COM A CLASSIFICAÇÃO DE CADA ENSAIO. 104

LISTA DE ABREVIATURAS E SÍMBOLOS

a - penetração do rebolo	[mm]
A_b - área de saída do bocal	[mm]
a_d - penetração de dressagem	[μm]
a_t - profundidade de corte para impressão do perfil do rebolo desgastado	[μm]
b - largura de retificação	[mm]
b_d - largura de atuação do dressador	[mm]
CBN - nitreto cúbico de boro	
C_r - razão de contração	[-]
Δ_r - desgaste radial do rebolo	[μm]
2θ - intervalo de varredura	[graus]
d - distância interplanar	[Ângstron]
D - diâmetro da mangueira de alimentação de fluido de corte	[mm]
D_n - diâmetro de saída do bocal de fluido de corte	[mm]
Δ_r - desgaste radial	[μm]
d_1 - diâmetro da coroa 1	[mm]
d_2 - diâmetro da coroa 2	[mm]
d_s - diâmetro do rebolo	[mm]
d_t - diâmetro do tarugo	[mm]
d_w - diâmetro da peça	[mm]
EA - emissão acústica	
EPI - equipamentos de proteção individual	
ε - partição de energia	[%]
F_c - força de corte	[N]
$Ft_{c\ (instant)}$ - força de corte instantânea	[N]
G - relação G	[-]
h_a - coeficiente de película na região de aplicação de fluido de corte	[kcal/h m^2 °C]
h_b - coeficiente de película na região oposta a de aplicação de fluido de corte	[kcal/h m^2 °C]
h_{eq} - espessura equivalente de corte	[mm]
l_c - comprimento de contato	[mm]
NRS - *normal residual stress*	
P_e - potência elétrica	[W]
Q - vazão de fluido de corte	[m^3/s]
ρ - densidade do fluido	[kg/m^3]
S_d - passo de dressagem	[mm]
σ_r - tensão residual normal	[MPa]
t - tempo	[s]
T - torque aplicado	[N.m]
τ - tensão de cisalhamento	[MPa]
u - energia específica de retificação	[j/mm^3]
u_{ch} - energia referente ao lascamento	[j/mm^3]
U_d - grau de recobrimento	[-]
u_{pl} - energia de deslocamento de material por deformação plástica	[j/mm^3]
u_{sl} - energia de deslizamento grão-peça	[j/mm^3]
V* - razão de velocidades	[-]
v_f - velocidade de mergulho	[mm]
v_j - velocidade do jato de fluido de corte	[mm]
v_s - velocidade de corte	[m/s]
v_w - velocidade da peça	[m/s]
ψ - ângulo de inclinação da amostra	[graus]

cm 1 2 3 4 5 6 7 unesp 11 12 13 14 15 16 17 18

RESUMO

Este trabalho teve por objetivo a análise da influência dos tipos de fluido de corte e rebolo adotados na retificação do aço SAE HVN-3, utilizado na fabricação de válvulas de admissão para motores à combustão interna. Foram testados quatro tipos de fluidos de corte e dois tipos de rebolos, determinando-se a influência destes na força de corte, rugosidade, batimento radial, tensão residual e desgaste radial. Adicionalmente, estudou-se a influência da velocidade do jato de fluido de corte nas variáveis de saída mencionadas. Como resultados, verificou-se que, devido à não utilização da relação unitária entre as velocidades do jato de fluido (v_j) e a de corte (v_s), a variação de (v_j) não resultou em mudanças significativas nas variáveis de saída medidas, exceto para o óleo de corte, onde, para ambos os rebolos testados, uma velocidade mínima (v_j) foi detectada, analisando-se os resultados de rugosidade. O tipo de fluido de corte resultou em alterações das variáveis de saída, nos testes com o rebolo convencional, principalmente com a utilização do óleo de corte, devido a sua maior capacidade lubrificante. Entretanto, quando da utilização do rebolo de CBN, o tipo de fluido somente reduziu o desgaste radial, não afetando as demais variáveis de saída. O tipo de rebolo adotado resultou em alterações na força de corte, rugosidade e tensão residual. Os melhores resultados foram obtidos utilizando-se o rebolo de CBN, para todos os fluidos testados, devido à maior dureza e condutividade térmica de seus grãos. Para retificação deste aço, o rebolo de CBN é a melhor escolha, permitindo a adoção de um dos quatro fluidos testados, considerando-se que o óleo de corte e a emulsão mineral podem reduzir, sensivelmente, o desgaste radial do rebolo. A seleção deverá ser feita em termos de custos de aquisição, manutenção e descarte, considerando-se as exigências de segurança para o operador e para o meio ambiente.



1. INTRODUÇÃO

Com o desenvolvimento da indústria mecânica, os fluidos de corte tiveram de ser aprimorados e hoje existem produtos que são composições complexas, contendo agentes químicos que variam de acordo com o tipo de operação a ser executada e os metais a serem trabalhados. Segundo Mayer & Fang (1993), Jahanmir & Strakna (1993), devido às pressões exercidas por agências de proteção ambiental e de saúde, os fabricantes de fluidos de corte vem fabricando produtos mais saudáveis ao operador de máquinas-ferramentas e menos danosos ao meio ambiente.

Os métodos convencionais de aplicação dos fluidos de corte são pouco eficientes, especialmente sob condições de aplicação severas. A energia armazenada nos fluidos durante a sua aplicação não é suficiente, na maioria dos casos, para vencer a força centrífuga do rebolo ou penetrar na barreira de ar que circunda o mesmo em movimento. Segundo Guo & Malkin (1992), têm-se como resultado uma eficiência na utilização dos fluidos de corte na faixa de 5 a 30%. Devido à indeficiente lubrificação e refrigeração da interface rebolo-peça, têm-se como resultado um aumento do número de afiações do rebolo (dressagem ou perfilamento, dependendo do tipo de rebolo utilizado) durante uma dada operação de retificação. Com isso, têm-se um desgaste prematuro do rebolo pois, segundo Kovacevic & Mohan (1995), do percentual de desgaste volumétrico de um rebolo, apenas 10% ocorre durante a usinagem propriamente dita. O restante é perdido durante o processo de afiação.

O cavaco gerado pela remoção de material no processo de retificação dá-se através da ação de inúmeras arestas de corte distribuídas e orientadas na estrutura do rebolo de forma aleatória. Segundo Kovacevic & Mohan (1995), esta remoção de material é acompanhada de um elevado consumo de energia. Durante as etapas de formação do cavaco (atrito,

unesp

deformação plástica e lascamento), grande parte da energia gerada é convertida em calor, causando elevadas temperaturas na região de corte. Como resultado têm-se uma solicitação térmica da peça, a qual pode levar até ao comprometimento da integridade superficial da mesma, através do surgimento de fissuras, distorções, tensões residuais elevadas e não-conformidades dimensionais. Estes efeitos indesejáveis podem ser acompanhados pelo desgaste acentuado do rebolo e pela aderência de partículas removidas do material usinado nos grãos abrasivos do mesmo, bem como levar ao entupimento das porosidades do ligante.

Segundo Kohli et al. (1995), o calor gerado na zona de retificação é dissipado através da peça, do rebolo, do cavaco gerado e pelo fluido de corte, sendo que a partição de energia que flui por cada um desses elementos tem sido o objeto de estudo e, de modo particular, aquela que flui pela peça, pois o aumento de temperatura em sua superfície é decorrente de uma maior partição de energia para a mesma. Este aumento leva a uma maior incidência dos danos térmicos acima descritos. O controle destes requer um conhecimento detalhado desta partição de energia e o controle da energia introduzida na peça pelo processo de retificação, através da otimização das condições de usinagem e da escolha correta do par fluido-ferramenta (Guo & Malkin, 1992).

1.1. Objetivo

Este trabalho tem por objetivo analisar a influência dos tipos de fluido de corte e rebolo adotados na retificação do aço SAE HVN-3, utilizado na fabricação de válvulas de admissão para motores à combustão interna.

Através da utilização de quatro tipos de fluidos de corte (um óleo integral; uma emulsão à base de óleo vegetal; uma à base de óleo mineral e um fluido sintético) e de dois tipos de rebolos (um convencional e um superabrasivo), pretende-se determinar a influência destes nas seguintes variáveis de saída: força de corte, rugosidade superficial, batimento radial, desgaste radial e tensão residual. Paralelamente a isto, será verificada a influência da velocidade de aplicação do fluido de corte nas variáveis de saída mencionadas.

Como resultado pretende-se, além da análise da influência dos parâmetros de entrada mencionados, determinar o par fluido-ferramenta mais adequado para esta operação de retificação.

1.2. Motivação desta pesquisa

A motivação deste trabalho é a solução de um problema tecnológico, representado pela retificação da sede de válvulas de admissão para motores à combustão interna, confeccionadas a partir do aço SAE HVN-3. No processo industrial, esta operação é realizada utilizando-se um rebolo convencional de óxido de alumínio e o óleo de corte como fluido de corte. Pretende-se com esta pesquisa verificar se o par fluido-ferramenta utilizado é o mais adequado, bem como analisar qual é a influência dos tipos de fluido de corte e rebolo nesta operação.

cm 1 2 3 4 5 6 7 unesp 11 12 13 14 15 16 17 18

2. REVISÃO DA LITERATURA

2.1 Fluidos de corte: classificação, funções, seleção, manutenção e descarte

2.1.1 Classificação dos fluidos de corte

Cada tipo básico de fluido de corte apresenta características, vantagens e limitações distintas. Entretanto, as características que distinguem as diferentes classes nem sempre são de fácil visualização, existindo pequenas diferenças quanto à classificação dos mesmos (Motta & Machado 1995). Segundo Runge & Duarte (1990) e ASM (1991), os fluidos de corte podem ser agrupados em quatro tipos básicos:

- óleos de corte (integral ou aditivado);
- fluidos de corte solúveis em água:
  - emulsionáveis convencionais;
  - emulsionáveis semi-sintéticos;
  - soluções (fluidos sintéticos);
- gases;
- pastas e lubrificantes sólidos.

Os **óleos de corte** tem como composto básico o óleo mineral, podendo ser usados no estado puro (sem aditivação) ou aditivado (presença de aditivos polares e/ou aditivos químicos ativos ou inativos). Atualmente estes óleos apresentam base parafínica, em sua maioria, pois segundo Webster (1995), os compostos aromáticos policíclicos, se não forem destruídos durante o processo de formação do óleo de corte, através de forte hidrogenação, podem causar câncer ou dermatites. Estes óleos tem

excelentes propriedades lubrificantes, bom controle anti-ferrugem, longa vida útil, porém, apresentam menor poder refrigerante quando comparados com os fluidos de corte solúveis em água.

Os **fluidos de corte solúveis em água** transformam-se em misturas, quando seu concentrado é diluído em água. Estas misturas variam entre emulsões e soluções dependendo da constituição básica do concentrado (óleo mineral ou sais orgânicos e inorgânicos, respectivamente), da presença e da quantidade de emulgadores no mesmo. Dependendo da taxa de diluição e da constituição do concentrado do fluido solúvel, o fluido de corte pode apresentar uma refrigeração eficiente aliado a um moderado poder lubrificante.

Nas **emulsões**, conforme apresentado na Figura 1, o óleo mineral está disperso na água em forma de gotículas, devido à presença de emulgadores, os quais "quebram" o óleo mineral em minúsculas partículas (gotículas), mantendo-as dispersas e conferindo às mesmas cargas repulsivas, evitando a sua coalescência (união das gotículas de óleo e separação da fase oleosa da aquosa). Apresentam menor poder lubrificante e maior poder refrigerante que o óleo de corte. Todavia necessitam de cuidados especiais quanto à qualidade da água utilizada, ao controle de microrganismos (bactérias e fungos), ao pH e à concentração da emulsão.

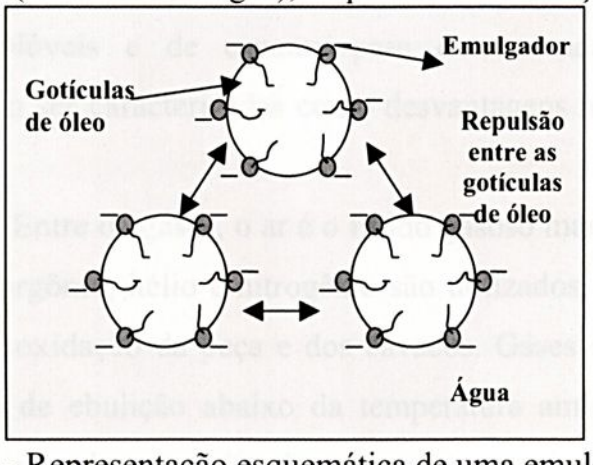


FIGURA 1 – Representação esquemática de uma emulsão (Runge & Duarte, 1990)

Os **óleos semi-sintéticos** são combinações de fluidos sintéticos e emulsões em água. Atualmente, estes fluidos são composições de fluidos sintéticos que contém somente uma pequena porcentagem de óleo mineral emulsionável, variando de 5 a 30% do total do fluido concentrado, o qual é adicionado a fim de propiciar uma emulsão estável, translúcida e composta de minúsculas gotículas de óleo. Os óleos semi-sintéticos combinam algumas das propriedades dos fluidos sintéticos e dos óleos emulsionáveis. As principais desvantagens são a lubrificação insuficiente em determinadas operações, bem como a formação de compostos insolúveis, quando a água utilizada no preparo da emulsão semi-sintética apresentar dureza elevada (alta concentração de $CaCO_3$). Possuem também um melhor controle de oxidação que as emulsões convencionais.

Os **fluidos sintéticos** são soluções químicas constituídas de materiais (sais) orgânicos e inorgânicos dissolvidos em água, não contendo óleo mineral. Em geral, permitem rápida dissipação de calor, bom controle dimensional, excelentes poder detergente e visibilidade da região de corte, facilidade no preparo da solução, elevada resistência à oxidação do fluido e à ferrugem. Sua utilização vem crescendo em função do custo elevado dos fluidos de corte integrais, devido às dificuldades de descarte e das restrições atuais quanto a sua utilização. O baixo poder lubrificante, a formação de compostos insolúveis e de espuma para determinadas operações de usinagem podem ser caracterizadas como desvantagens na utilização deste tipo de fluido.

Entre os **gases**, o ar é o fluido gasoso mais comum. Alguns gases, como o argônio, hélio e nitrogênio são utilizados, em alguns casos, para prevenir a oxidação da peça e dos cavacos. Gases como o CO_2, que possuem ponto de ebulição abaixo da temperatura ambiente, podem ser comprimidos e injetados na região de corte, promovendo a sua refrigeração. Porém, grandes gradientes térmicos devem ser evitados, impedindo-se

distorções das peças, surgimentos de tensões residuais etc. Contudo, pesquisas vem sendo realizadas, visando-se adequar a possibilidade da real utilização destes gases em larga escala, segundo os requisitos de qualidade e produtividade para as peças usinadas.

Dentre as **pastas** e **lubrificantes sólidos**, existem aqueles que são aplicados manualmente sobre a peça e na ferramenta em operações de mandrilamento. Rebolos, em alguns casos, são impregnados com lubrificantes sólidos, durante o processo de fabricação. Os lubrificantes sólidos mais utilizados para operações de elevada severidade são o grafite, o bissulfeto de molibdênio e alguns tipos de pastas, sabões e ceras.

2.1.2 Funções de um fluido de corte no processo de retificação

O cavaco gerado pela remoção de material no processo de retificação é formado através da ação de inúmeras arestas de corte distribuídas e orientadas na estrutura do rebolo de forma aleatória. Segundo Kovacevic & Mohan (1995), esta remoção é acompanhada de um elevado consumo de energia. Durante as etapas de formação do cavaco (atrito, deformação plástica e lascamento), grande parte da energia gerada é convertida em calor, causando elevadas temperaturas na região de corte. Como resultado têm-se uma solicitação térmica da peça, levando até ao comprometimento da integridade superficial da mesma, através do surgimento de fissuras, distorções, tensões residuais elevadas e não-conformidades dimensionais. Estes efeitos indesejáveis podem ser acompanhados pelo desgaste acentuado do rebolo e pela aderência, nos grãos abrasivos dos mesmos, de partículas removidas do material usinado, bem como levar ao entupimento das porosidades do ligante.

Para ser realmente efetivo, o fluido de corte não deve apenas proporcionar uma boa refrigeração da peça por convecção, mas,

cm 1 2 3 4 5 6 7 unesp 11 12 13 14 15 16 17 18

principlamente, também deve atuar no mecanismo de formação do cavaco, favorecendo o corte (*chip formation*) ao invés da deformação plástica sem remoção de material (*plowing*). Como resultado, têm-se uma redução na energia específica de retificação requerida no processo de usinagem (Malkin, 1989).

Segundo Hitchiner (1990), o fluido de corte pode favorecer o corte ao invés do *plowing* através de duas formas:

- mantendo o rebolo afiado, através da diminuição do coeficiente de atrito grão abrasivo-peça, inibindo o desgaste térmico e do topo de grão;
- ainda pela redução do coeficiente de atrito grão-peça, permitindo assim que grãos "cegos" cortem, reduzindo as forças de retificação para uma dada taxa de remoção de material. Isto traz um duplo benefício: a energia a ser dissipada é menor, já que o corte propriamente dito é favorecido, além de ser mais facilmente dissipada.

Sete características básicas dos quatro principais tipos de fluidos de corte utilizados em retificação são apresentadas na Tabela 1 (Webster, 1995). As propriedades lubrificantes e refrigerantes são as que mais contribuem para uma boa refrigeração. Entretanto, as demais devem ser consideradas antes da escolha do fluido a ser utilizado.

Tabela 1 – Características dos fluidos de corte (1-pior; 4-melhor) (Webster, 1995)

	Fluidos sintéticos	Fluidos semi-sintéticos	Emulsões	Óleos de corte
Remoção de calor	4	3	2	1
Lubrificação	1	2	3	4
Manutenção	3	2	1	4
Facilidade de filtração	4	3	2	1
Aspectos ambientais	4	3	2	1
Custo	4	3	2	1
Aumento da vida do rebolo	1	2	3	4

Segundo Carius (1989), citado por Webster (1995), na maioria dos casos, o desgaste do rebolo é reduzido utilizando-se o óleo de corte, conforme apresentado na Figura 2. Esta apresenta os valores de relação G (razão entre o volume de material removido e o volume de rebolo gasto na operação) obtidos para diferentes tipos de fluidos de corte. Por definição, uma redução no desgaste radial do rebolo leva a um aumento da relação G, já que o volume de material removido foi o mesmo para todos os fluidos testados.

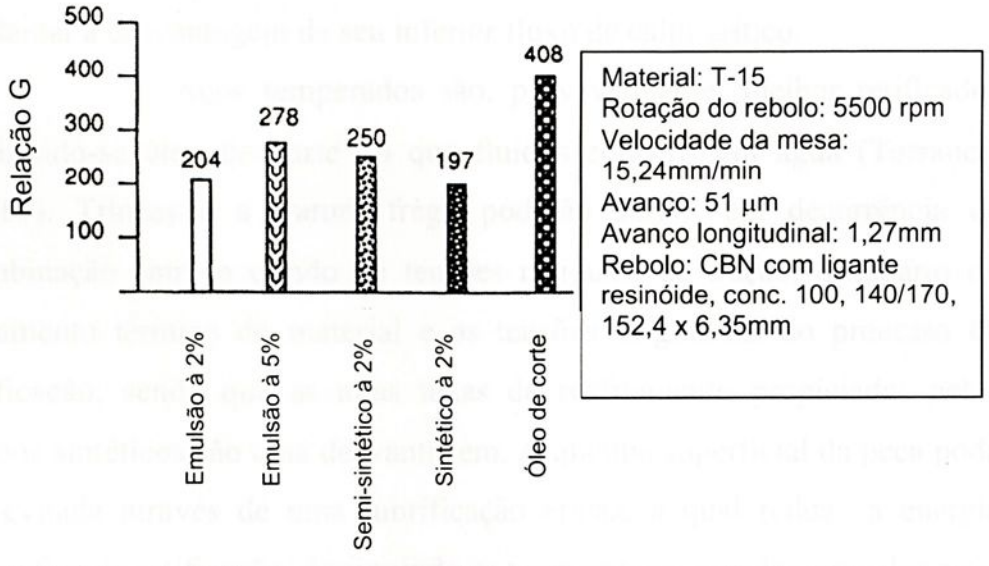


FIGURA 2 – Influência do tipo de fluido de corte na relação G (adaptado de Carius, 1989)

Os óleos solúveis tem uma maior capacidade de remoção de calor que os óleos de corte (Ye & Perace, 1984; Howes, 1990). Segundo estes autores, o fluxo de calor crítico obtido para o óleo de corte é de 9 W/mm^2, quando da retificação por *creep-feed* de uma liga a base de níquel, utilizando-se um rebolo com porosidade elevada, na máxima profundidade de corte. Já para o óleo solúvel, o valor encontrado foi de 17 W/mm^2, o que representa um significativo aumento no fluxo de calor, se comparado com óleo de corte.

Os óleos de corte apresentam melhor desempenho na retificação com baixa profundidade de corte (*shallow cutting grinding*) (Webster, 1995). A sua maior capacidade lubrificante, quando comparada com a dos óleos solúveis, resulta em menores valores de energia específica de retificação e na redução do desgaste no topo do grão. Este fato pode permitir que, através da utilização dos óleos de corte, haja uma maior redução na energia específica de retificação do que a proporcionada pelos

óleos solúveis, quando da retificação em *creep-feed*, sendo assim possível suplantar a desvantagem de seu inferior fluxo de calor crítico.

Aços temperados são, provavelmente, melhor retificados utilizando-se óleo de corte do que fluidos solúveis em água (Torrance, 1980?). Trincas e a fratura frágil poderão surgir, em decorrência da combinação entre o estado de tensões residuais de tração, originário do tratamento térmico do material e as tensões originárias do processo de retificação, sendo que as altas taxas de resfriamento propiciadas pelos fluidos sintéticos são uma desvantagem. A queima superficial da peça pode ser evitada através de uma lubrificação eficaz, a qual reduz a energia específica de retificação, diminuindo as temperaturas geradas e o calor a ser dissipado durante o corte. Em componentes com maior ductilidade, óleos solúveis e sintéticos podem ser utilizados, já que maiores taxas de resfriamento podem ser toleradas sem que trincas ocorram. Além disso, maiores temperaturas devem ser atingidas para que a queima superficial ocorra.

Devido à necessidade crescente de adequação aos requisitos atuais de segurança do operador e ao meio ambiente, novas combinações de tipos de rebolos e fluidos de corte estão sendo procuradas. Como resultados, tem-se buscado otimizar o processo de retificação, através da adoção de procedimentos que visam uma diminuição na energia gerada durante o processo de corte e sua mais rápida dissipação da zona de retificação. Estes procedimentos incluem o uso de rebolos de CBN, os quais permitem que uma maior quantidade de calor seja removida da região de corte através da própria ferramenta superabrasiva (Kohli et al., 1995).

2.1.3 Aspectos que influenciam o desempenho dos fluidos de corte utilizados em retificação

2.1.3.1 A eficácia do poder refrigerante dos fluidos de corte

Segundo Guo & Malkin (1995), o fluido de corte é usualmente aplicado na cunha formada entre o rebolo e a peça, conforme apresentado na Figura 3, para a retificação discordante.

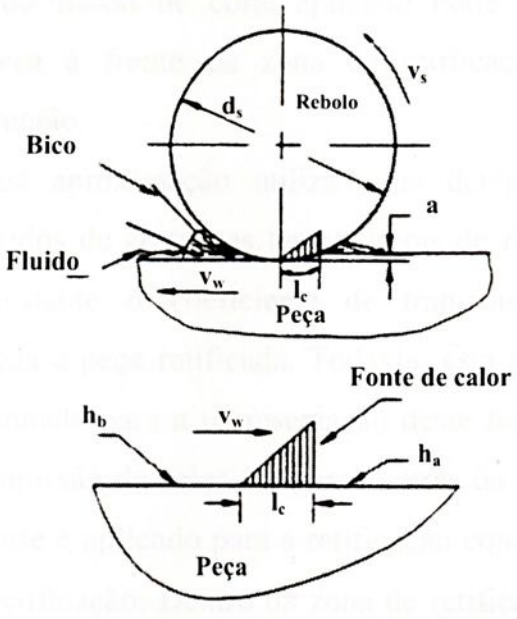


FIGURA 3 – Ilustração da retificação plana e do modelamento térmico (Guo & Malkin, 1995)

onde: v_s é a velocidade de corte; v_w é a velocidade da peça; a é a penetração do rebolo; l_c é o comprimento de contato; d_s é o diâmetro do rebolo; h_a é o coeficiente de película na região de aplicação do fluido de corte e h_b é o coeficiente de película na região oposta à de aplicação do fluido de corte.

Da quantidade total de fluido de corte que penetra na cunha, parte aloja-se nas porosidades do rebolo, sendo então carregada

através da zona de retificação, enquanto o restante salpica para os lados ou para trás, sobre a peça. O percentual do fluido de corte que atravessa efetivamente a zona de retificação depende da estrutura do rebolo e das condições de aplicação (Engineer et al., 1992; Guo & Malkin, 1992; Krishnan et al., 1995). Rebolos utilizados em operações de *creep-feed* são mais eficientes na condução de fluido de corte através da zona de retificação que os rebolos utilizados em operações de retificação convencionais, permitindo assim uma refrigeração mais efetiva na zona de retificação. Parte do fluido de corte aplicado pode também entrar em contato com a peça à frente da zona de retificação, promovendo a refrigeração desta região.

Uma aproximação utilizada na determinação do efeito refrigerante dos fluidos de corte nas temperaturas de retificação era de se assumir como constante o coeficiente de transmissão de calor por convecção sobre toda a peça retificada. Todavia, esta aproximação parece não ser a mais adequada para a representação deste fenômeno. Um maior coeficiente de transmissão de calor é esperado atrás da zona de retificação, onde o fluido de corte é aplicado para a retificação concordante, do que na frente da zona de retificação. Dentro da zona de retificação, a refrigeração por convecção pode ser, usualmente, negligenciada para a retificação convencional, devido à ocorrência do efeito de evaporação do filme de fluido de corte (Lavine & Malkin, 1990), mas não para o *creep-feed*, onde a refrigeração é crítica.

Segundo Yasui & Tsukuda (1983), o efeito da evaporação do filme de fluido de corte afeta os óleos de corte e os fluidos solúveis de diferentes maneiras. Conforme apresentado pelos autores, a ocorrência deste fenômeno nos fluidos solúveis reduz o valor de seu coeficiente de transmissão de calor por condução à valores próximos ao do ar. Como resultado tem-se que o desempenho refrigerante destes fluidos é



deteriorado, obtendo-se o mesmo desempenho de uma retificação a seco. Na medida que estes fluidos apresentam praticamente as mesmas características da água, a evaporação do filme de fluido lubrificante ocorre à temperaturas um pouco acima de 100 °C. Por outro lado, os óleos de corte são uma mistura de diferentes óleos (*blending*), contendo diferentes pontos de ebulição, sendo que o seu valor médio é em torno de 300 °C. Conseqüentemente, para operações de retificação mais severas, o efeito da evaporação do filme de fluido de corte é mais crítico, quando da utilização de fluidos de corte solúveis. Na região de corte, estas temperaturas são facilmente ultrapassadas, quando da utilização de rebolos convencionais de óxido de alumínio (Kohli et al., 1995), sendo desprezível o efeito refrigerante na região de corte, em função da ocorrência deste fato (Malkin, 1974). Estes resultados foram comprovados, para rebolos de óxido de alumínio, utilizando-se a técnica dos termopares embutidos, para a determinação das temperaturas na região de corte, na subsuperfície da peça e para operações de retificação com e sem fluido de corte (Kohli et al., 1995).

Guo & Malkin (1995) investigaram o efeito do fluido de corte em distintas posições da peça a ser retificada, para uma operação de retificação plana, sendo estudado seu efeito na região de corte, à frente e atrás da zona de retificação. Foi possível determinar, segundo os pesquisadores, que o efeito refrigerante, exercido pelo fluido dentro da região de corte é crítico para operações de *creep-feed*, porém ineficaz para operações tradicionais de retificação, devido ao efeito da evaporação do filme de fluido de corte, devido às temperaturas geradas. A refrigeração à frente e atrás da zona de retificação tem pequena influência no máximo aumento de temperatura na região de corte, mas a refrigeração na face final pode reduzir sensivelmente a máxima temperatura de retificação na zona de retificação, especialmente durante o desengajamento rebolo-peça durante o

final do corte, para operações de *creep-feed* (Guo & Malkin, 1994; Guo & Malkin, 1995a). Todavia, o efeito refrigerante fora da zona de refrigeração deve ser considerado nas formulações de transmissão de calor e nas predições das temperaturas em diferentes pontos do componente retificado (Kohli et al., 1995).

2.1.3.2 A influência do formato do bico de aplicação, da velocidade de saída do jato e das melhorias no sistema de purificação no desempenho dos de fluidos de corte

Segundo Webster (1995), o desempenho dos fluidos de corte será melhorado com o aperfeiçoamento de seu sistema de aplicação. Isto significa que a bomba, o formato do bico e as tubulações devem ser aprimorados para que sejam obtidas peças retificadas de melhor qualidade, atentando-se para os seguintes aspectos (Webster, 1995, 1999):

a) Formato do bico: o bico deve ser projetado para garantir-se a coerência do jato de fluido de corte. Webster (1995) desenvolveu um novo bico, de formato arredondado, baseando-se no bico desenvolvido por Rouse et al. (1952), para mangueiras de combate à incêndios. A representação deste bico é apresentado na Figura 4:

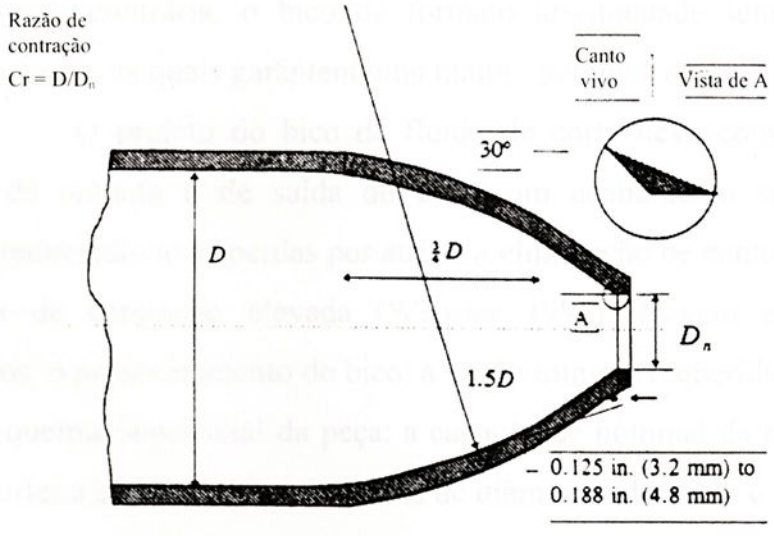


FIGURA 4 – Bico de formato arredondado baseado em Rouse et al. (1952), (Webster, 1995)

onde: C_r é a razão de contração; D é o diâmetro da mangueira de alimentação de fluido de corte; D_n é o diâmetro de saída do bocal de fluido de corte.

Os bicos tradicionais de fluido de corte têm uma ou duas paredes internas convexas, conforme apresentado na Figura 5, as quais permitem a separação do fluxo de fluido (Webster, 1995).

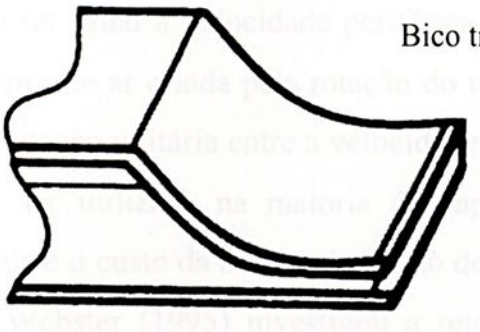


FIGURA 5 – Bico tradicional (Webster, 1995)

O fluxo de fluido separado é turbulento e apresenta uma queda de pressão na saída, a qual afetará, significativamente, a coerência do

jato. De forma contrária, o bico de formato arredondado tem paredes internas côncavas, as quais garantem uma maior coerência do jato.

O projeto do bico de fluido de corte deve considerar: a geometria de entrada e de saída do bico; um acabamento superficial adequado, reduzindo-se as perdas por atrito; a eliminação de cantos vivos e uma razão de contração elevada (Webster 1995). Devem ainda ser considerados: o posicionamento do bico; a vazão mínima requerida a fim de se evitar a queima superficial da peça; a capacidade nominal da bomba de fluido de corte; a utilização de tubulações de diâmetro adequado e flexíveis, reduzindo-se a perda de carga e as quedas de pressão, resultado de curvas acentuadas na linha de alimentação.

A angulação do bico de fluido de corte tem pouca influência no desempenho refrigerante do fluido, desde que seu fluxo seja direcionado adequadamente na região de corte. Todavia, o aumento da distância entre o bico e a região de corte reduz a eficiência de aplicação, principalmente quando da utilização de bicos com baixa coerência do jato. Conseqüentemente, o bico de fluido de corte deve ser posicionado o mais próximo possível da peça a ser retificada (Webster, 1995).

b) Velocidade do jato de fluido de corte (v_j): esta velocidade deve ser igual à velocidade periférica do rebolo, permitindo-se suplantar a barreira de ar criada pela rotação do mesmo. Segundo Webster (1995, 1999), a relação unitária entre a velocidade do jato e a velocidade de corte (v_s) deve ser utilizada na maioria das aplicações, exceto onde a potência requerida e o custo da bomba de fluido de corte forem excessivos.

Webster (1995) investigou a relação entre velocidade de saída do jato e a velocidade de corte através de testes laboratoriais onde o fluxo de calor foi medido para três velocidades de corte, sendo que as velocidades de saída do jato utilizadas variaram entre valores inferiores e superiores à velocidade de corte, conforme apresentada na Figura 6.



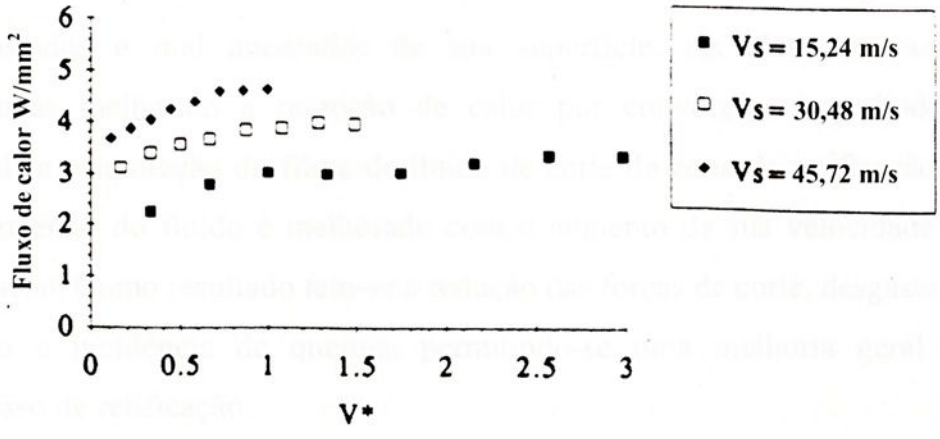


FIGURA 6 – Fluxo de calor em função da razão de velocidades utilizada (Webster, 1995)

onde: V^* é a razão de velocidades (v_j / v_s)

Pode-se notar que um maior fluxo de calor indica uma refrigeração mais efetiva da configuração (v_j/v_s). Os resultados indicam que o fluxo de calor mantém-se constante a partir do valor v_j/v_s igual a um. Medições da pressão hidrodinâmica podem ser utilizadas para otimizar a aplicação de fluido de corte, em termos de direcionamento do bico, velocidade e vazão. Adicionalmente, a ocorrência de pressões positivas na região de corte indicam que o efeito de evaporação do filme de fluido de corte está ocorrendo e que, conseqüentemente, a taxa de remoção de material deve ser diminuída (Webster, 1995).

A melhoria do efeito refrigerante/lubrificante na zona de retificação, resultado da aplicação de fluido de corte à alta velocidade, é responsável pela otimização do processo de retificação, através da redução do empastamento do rebolo e de uma limpeza mais efetiva do mesmo (Kovacecic & Mohan, 1995). Além disso, as altas velocidades de aplicação

permitem uma reafiação do rebolo, através da remoção de grãos já desgastados e mal ancorados de sua superfície. As elevadas vazões utilizadas melhoram a remoção de calor por convecção, impedindo a completa evaporação do filme de fluido de corte da zona de retificação. O desempenho do fluido é melhorado com o aumento de sua velocidade de aplicação. Como resultado tem-se a redução das forças de corte, desgaste do rebolo e incidência de queima, permitindo-se uma melhoria geral do processo de retificação.

c) Efeito da melhoria do sistema de filtração de fluido de corte: uma filtração eficiente é um fator importante a ser aplicado quando peças retificadas com qualidade são requeridas. A filtração torna-se crítica quando da utilização de rebolos de CBN. Um fluido com uma quantidade excessiva de cavacos leva a um empastamento prematuro do rebolo (Leal, 1993). Conseqüentemente, o número de perfilamentos irá aumentar, resultando no aumento dos custos de retificação. A filtração ineficiente acarretará problemas nas bombas de fluido de corte, ocasionando o desgaste de seus componentes internos, devido a abrasão entre os mesmos e as partículas metálicas contidas no fluido de corte.

2.1.4 Aspectos que influenciam a estabilidade dos fluidos de corte utilizados em retificação

2.1.4.1 Óleos de corte

Segundo Runge & Duarte (1990), deve-se procurar manter a temperatura do óleo entre 21 e 24 °C e impedir a entrada de líquidos estranhos e contaminantes que podem levar à formação de compostos insolúveis, resultado da incompatibilidade de alguns aditivos. A filtração

periódica para a remoção de cavacos e outras partículas estranhas aumentam a vida útil destes fluidos.

2.1.4.2 Fluidos de corte solúveis em água

A estabilidade das emulsões depende da manutenção das cargas elétricas repulsivas entre as gotículas de óleo formadas e dispersas na água. Os fenômenos que afetam esta estabilidade e podem gerar a quebra da emulsão são (Runge & Duarte, 1990):

- A adição de ácidos e sais, os quais anulam as cargas repulsivas das gotículas.
- A acidulação da emulsão, pela absorção de CO_2 durante o preparo.
- O ataque bacteriano, que além do consumo de emulgadores e agentes anticorrosivos, gera subprodutos ácidos, resultantes de seu metabolismo, reduzindo o pH da emulsão e a proteção anticorrosiva propiciada pelo fluido.
- A qualidade da água é importante pois a utilização de "água dura" no preparo das emulsões pode levar à formação de compostos insolúveis, resultado da combinação de cátions de cálcio, magnésio e ferro com sabões, agentes umectantes e emulgadores, podendo levar à quebra da emulsão. Além disso, a água deve estar isenta de impurezas, microrganismos, excesso de cloro etc.

Através do **pH** mede-se a acidez ou alcalinidade de uma solução aquosa. O valor do pH é um forte indicativo do nível de ataque bacteriano presente na emulsão e da queda das propriedades anticorrosivas da mesma, pois a acidulação gradual da emulsão ocorre, principalmente, devido à geração, pelas bactérias, de subprodutos ácidos provenientes do

unesp

metabolismo de seus nutrientes, sendo prudente realizar o controle do pH diariamente. O pH adequado das emulsões, a fim de se impedir a proliferação do crescimento bacteriano, deve estar entre 9 e 10,5 (Runge & Duarte, 1990).

A **concentração** dos fluidos de corte solúveis varia conforme o tipo de produto em uso e suas aplicações específicas. O limite inferior não deve ser ultrapassado pois este refere-se à mínima concentração de utilização do fluido para que o mesmo mantenha suas propriedades lubrificantes e anticorrosivas de projeto. Comumente é indicada em termos de taxa de diluição, onde indica-se a taxa de diluição adequada para obter-se a concentração de projeto, em termos de proporção entre a quantidade de fluido de corte solúvel concentrado e a quantidade de água a ser adicionada (Runge & Duarte, 1990).

O **controle microbiológico de emulsões** é fundamental, pois as emulsões podem sofrer diversos tipos de contaminações. A contaminação por bactérias anaeróbias e aeróbias resultam em redução do pH, irritação na pele, corrosão e mau cheiro, podendo levar à quebra da emulsão, com a formação de camadas de óleo sobrenadante. A contaminação por fungos resulta em formação de camadas sobrenadantes de óleo, entupimento de filtros e tubulações. Por fim, pela contaminação por líquidos estranhos têm-se uma medição inexata da concentração, acarretando em maior desgaste da ferramenta, entupimento dos filtros e névoa de óleo (Runge & Duarte, 1990).

As bactérias devem ser mantidas sob controle, pois é quase impossível manter-se uma emulsão estéril (problema com fungos, os quais são mais difíceis de serem controlados que as bactérias). Para tanto, deve-se utilizar biocidas, de maneira periódica, possibilitando-se o controle do pH e a contagem de microrganismos. A adição de biocida não deve ser realizada somente quando for detectada sua degradação (deterioração), pois isso

cm 1 2 3 4 5 6 7 unesp 11 12 13 14 15 16 17 18

acarretará em um aumento na quantidade de biocida introduzido e uma diminuição da proteção anticorrosiva. O pH terá diminuído a níveis inadequados, sendo necessário a adição de materiais que elevem o pH e de materiais anticorrosivos, resultando em emulsões de baixa qualidade (apenas aceitáveis). Surgirá então um ciclo vicioso de crescimento bacteriano, conforme apresentado na Figura 7 (Runge & Duarte, 1990).

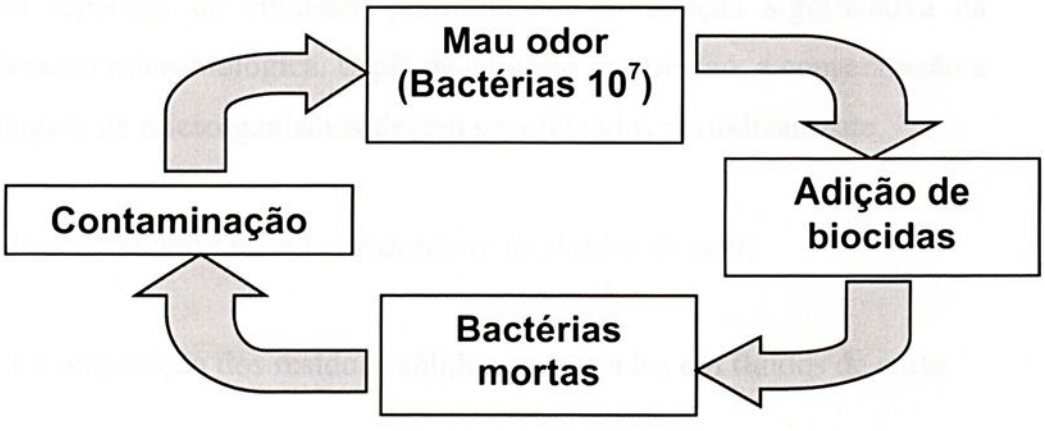


FIGURA 7 – Círculo vicioso de crescimento bacteriano (adaptado de Runge & Duarte, 1990)

2.1.5 Manutenção de fluidos de corte

Um bom programa de manutenção de fluidos de corte engloba a observação das alterações que surgem no sistema de refrigeração, buscando-se detectar sinais de desestabilização do mesmo, além de incluir procedimentos periódicos de manutenção. Estes devem começar pela limpeza da retificadora, das linhas de alimentação do fluido e dos reservatórios (Bienkowski, 1993). Caso contrário, a limpeza inadequada de reservatórios, linhas de alimentação e retorno e, principalmente, de cantos vivos e áreas mortas, podem permitir a proliferação das bactérias já existentes, levando à degradação prematura da nova carga de fluido de corte. A acumulação de cavacos ocasiona a redução do volume de

reservatório e a proliferação de bactérias, contribuindo para o consumo das substâncias estabilizadoras da emulsão ou solução.

A aeração do fluido de corte é fundamental para evitar-se a proliferação de bactérias anaeróbias, responsáveis pela produção de odores desagradáveis. Os cantos vivos e áreas mortas dos reservatórios e tubulações devem receber tratamento especial, removendo-se os cavacos e o óleo separado da emulsão, permitindo-se a redução significativa da proliferação microbiológica. O pH da emulsão ou solução, a concentração e a contagem de microrganismos devem ser efetuados periodicamente.

2.1.6 Procedimentos-padrão de descarte de fluidos de corte

2.1.6.1 Composição dos resíduos sólidos encontrados em fluidos de corte

As **partículas metálicas** dependem do material usinado, do tipo de operação e do fluido de corte utilizado. As **partículas abrasivas** provém das ferramentas usadas para corte. As **partículas de resíduos de sais da água** provém das impurezas nela contidas, que usualmente se concentram durante o uso. As **partículas resultantes da degradação biológica** podem ser os precipitados pretos, os quais surgem da combinação de H_2S (subproduto do metabolismo de bactérias anaeróbias) com íons ferrosos, conferindo às emulsões um aspecto acinzentado. A degradação da emulsão, resultado do aparecimento da camada de óleo sobrenadante, propicia a proliferação de bactérias anaeróbias. A proliferação de fungos gera um material entrelaçado e filamentoso que circula no fluido e se desenvolve nas interfaces de fluido/ar. Os **contaminantes externos**, tais como poeira, óleo contaminante, soluções de limpeza, materiais orgânicos e os **resíduos resultantes da interação do fluido de corte com o metal**

unesp

usinado podem ter efeito negativo no sistema de purificação do fluido de corte, levando a uma queda de eficiência do mesmo.

A remoção dos resíduos sólidos acima citados pode ser efetuada utilizando-se sistemas de purificação de fluidos de corte. Estes podem ser individuais ou centralizados, utilizando os seguintes processos de separação: **decantação** ou **escumação** e **filtração positiva**. A Figura 8 apresenta um exemplo de um sistema de purificação de fluido de corte. Os principais acessórios utilizados são os tanques de decantação, os separadores magnéticos, os filtros e os hidrociclones (Runge & Duarte, 1990).

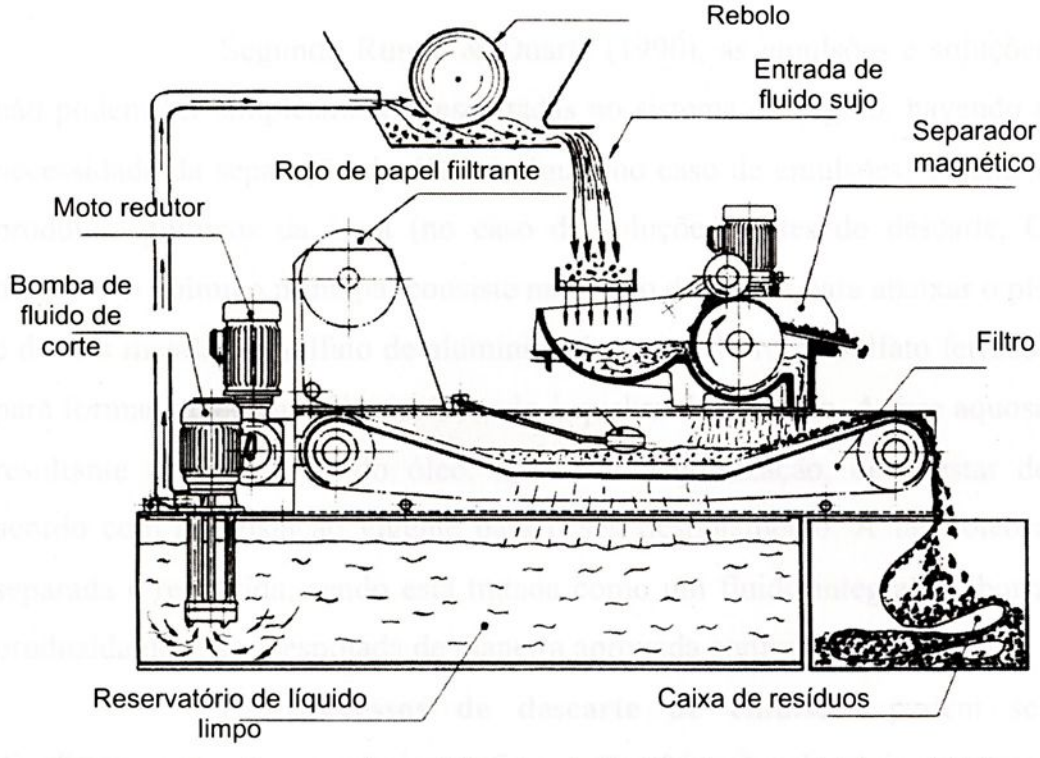


FIGURA 8 – Sistema de purificação de fluido de corte (Usitec, 1999)

2.1.6.2 Descarte de óleos de corte

Os óleos de corte podem ser vendidos para nova refinação ou podem ser regenerados pelo próprio usuário, pelo fabricante do fluido ou por uma companhia especializada. O óleo de corte pode ainda ser queimado em caldeira, desde que permitido em legislação e estando o mesmo seco (isento de água) e sem impurezas, apresentando baixa concentração de enxofre e isento de cloro (Runge & Duarte, 1990).

2.1.6.3 Descarte de fluidos de corte solúveis em água

Segundo Runge & Duarte (1990), as emulsões e soluções não podem ser simplesmente descartadas no sistema de esgoto, havendo a necessidade da separação do óleo da água (no caso de emulsões) e demais produtos químicos da água (no caso de soluções) antes do descarte. O tratamento químico principal consiste na adição de ácidos para abaixar o pH e de sais metálicos (sulfato de alumínio, cloreto de ferro ou sulfato ferroso) para formar sabões insolúveis, levando à quebra da emulsão. A fase aquosa resultante da separação do óleo, após sua neutralização, deve estar de acordo com a legislação vigente para o seu despojamento. A fase oleosa separada é removida, sendo esta tratada como um fluido integral. A borra produzida deve ser despojada de maneira aprovada conforme a legislação.

Os **processos de descarte de emulsões** podem ser divididos em processos químicos e físicos. Combinações dos dois processos também são possíveis. A seleção dos processos depende do estado das emulsões, de sua composição, das condições locais, da legislação vigente e do custo de cada processo. Todos os processos tem o seguintes estágios comuns: quebra da emulsão, separação do óleo e tratamento da água separada.



Os **processos físicos** mais utilizados na separação de emulsões são a **ultrafiltração** e a **quebra térmica**. Na ultrafiltração, a emulsão circula através de permeadores, os quais possuem membranas tubulares, cujos poros controlados impedem a passagem das moléculas de óleo, efetuando a quebra da emulsão. Na quebra térmica, a separação da fase oleosa e aquosa dá-se por intermédio do aquecimento da emulsão e, conseqüente, evaporação da fase aquosa.

Nos **processos químicos** adicionam-se sais para quebrar as emulsões pela degradação dos emulgadores. A reação química pode ser reforçada pela adição de sais metálicos. O óleo demulgado é retirado da superfície do fluido, no reservatório de tratamento de emulsão. Como exemplo tem-se o processo de quebra ácida com adsorção a frio. Nos **processos físico-químicos**, (quebra ácida com adsorção a quente sem ou com estágio de separação mecânica) a reação química é reforçada pelo aquecimento da emulsão. A emulsão pré-quebrada é separada em óleo e água em coluna de separação ou em separadores. A água separada é neutralizada, ocorrendo a precipitação dos sais usados para a quebra da emulsão em forma de hidróxidos metálicos que adsorvem o óleo remanescente na água. A borra formada deve ser desidratada antes do descarte. Separa-se a água por meio de separadores de óleo ou filtros (Runge & Duarte, 1990).

Quanto a presença de solúveis em éter de petróleo e sulfato na água a ser descartada, os processos de quebra térmica são os mais eficientes, permitindo o descarte direto da água; não havendo a produção de sais ou borras. Nos processos de quebra ácida, a seleção e a dosagem corretas dos produtos químicos usados permitem reduzir os materiais solúveis em éter de petróleo na água, porém não sendo possível reduzir de maneira satisfatória o teor de sulfatos. Ainda nestes processos, os teores de matérias estranhas no óleo são elevados; as borras tem que ser descartadas

unesp

em depósitos especiais ou queimadas em instalações especiais. O óleo separado nos processos por quebra térmica contém apenas pequenas quantidades de resíduos, o que permite sua utilização em processos de refinação.

Para cada tipo de emulsão a ser descartada aplicam-se parâmetros específicos quanto aos tipos e as quantidades de produtos químicos a serem empregados nos processos de separação. A seleção do processo a ser adotado depende de uma análise econômica criteriosa, onde o volume de material a ser descartado é um fator preponderante.

Os **fluidos de corte sintéticos** ou **soluções** são constituídos de uma grande gama de produtos químicos. A maioria destes fluidos caracterizam-se pelas seguintes propriedades: alcalinidade (pH ente 7,8 e 10,2); rejeição de óleo; elevada carga orgânica, constituída de cadeias retas, de fácil degradação normal por bactérias inoculadas e por oxidação química; predominância de tensoativos aniônicos e não-iônicos.

Fluidos de corte sintéticos verdadeiros rejeitam óleo contaminante e eliminam o estágio de quebra dos sistemas usados no descarte de emulsões. Os projetos convencionais de tratamento são viáveis para este tipo de fluido de corte sintético.

Para o tratamento bem sucedido de fluidos de corte sintéticos através de sistemas convencionais de descarte é necessário compreender a química coloidal/tensoativa de cada fluido a ser descartado. Através da escolha correta do tipo e da dosagem adequada de coagulante polimérico, e tomando-se por base as faixas de pH encontradas, a taxa desejada das reações de precipitação pode ser controlada. Os ajustes adequados poderão então ser feitos para colocar a água efluente nos padrões necessários. O esquema para tratamento de fluidos de corte baseados em tensoativos não-iônicos distingue-se daquele a ser apresentado na Figura 9 somente quanto ao tipo de floculante polimérico.

unesp

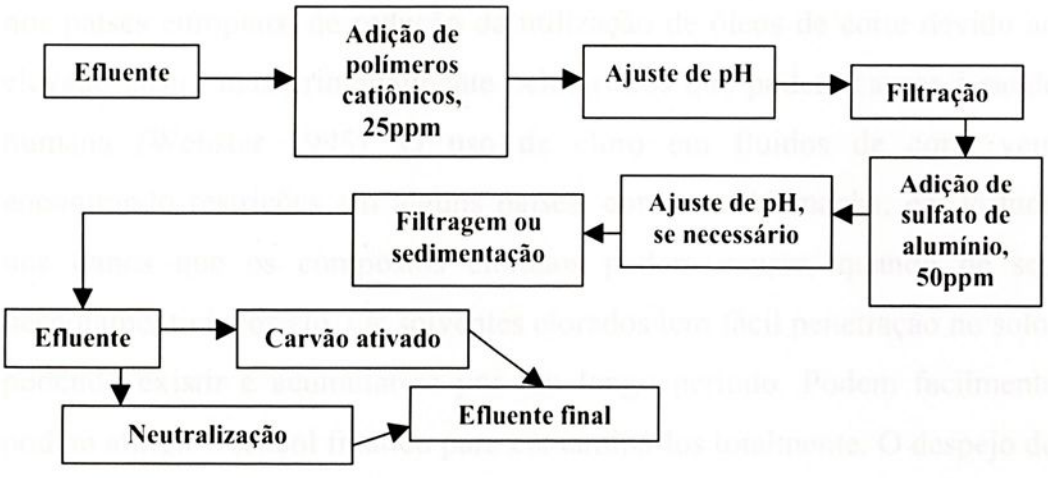


FIGURA 9 - Esquema para descarte de fluidos de corte sintéticos aniônicos (Runge & Duarte, 1990)

2.1.7 Aspectos ambientais quanto a utilização de fluidos de corte

Comprovando-se a tendência de preocupação ambiental na utilização de máquinas-ferramenta, conforme relatado por Simon (1999), constatou-se a grande ênfase dada à tecnologia ambiental, ou seja, a preservação do meio ambiente no campo de abrangência da máquina-ferramenta e a busca da conformidade com a norma ISO 14000. De forma mais específica, segundo Simon (1999), uma atenção especial vem sendo dada à realização de um processo de usinagem não-agressiva ao meio ambiente, priorizando-se tecnologias relacionadas à usinagem a seco, usinagem com mínima quantidade de fluido de corte e usinagem com ar resfriado. Somam-se a este movimento os novos métodos para manuseio e tratamento dos cavacos que facilitam o descarte, recuperam o fluido de corte e reduzem a necessidade de espaço e a influência do calor na máquina e na peça.

Atualmente, existe uma tendência mundial, principalmente nos países europeus, de redução da utilização de óleos de corte devido ao elevado custo, mas principalmente pelos riscos que podem causar à saúde humana (Webster 1995). O uso de cloro em fluidos de corte vem encontrando restrições em alguns países, como na Alemanha, em virtude dos danos que os compostos clorados podem causar, quando de seu despojamento incorreto. Os solventes clorados tem fácil penetração no solo, podendo existir e acumular-se por um longo período. Podem facilmente podem atingir o lençol freático para contaminá-los totalmente. O despejo de um quilo de solvente clorado pode envenenar quarenta mil metros cúbicos de água. Na Alemanha existe uma legislação muito severa quanto ao descarte de hidrocarbonetos clorados. Segundo Runge & Duarte (1990), as parafinas cloradas, tal como usadas em fluidos de corte, estão incluídas. A concentração máxima permitida para descarte de óleos usados é de 0,5% de cloro total. Acima destes valores, o material deve ser incinerado à temperaturas superiores a 1100 ^{o}C para evitar a formação de dioxinas. A utilização dos óleos de corte integrais está limitada a operações de usinagem de metais de difícil usinabilidade, retificação de formas e nos casos onde os demais fluidos de corte não propiciam bons resultados.

Segundo Howes et al., (1991), países como Austrália, Estados Unidos, Alemanha e Japão possuem leis que identificam as substâncias nocivas presentes nos fluidos de corte e determinam procedimentos-padrão para o seu uso e descarte (Western Australia Water Authority, 1990; U. S. EPA, 1987b; Deustche Forschungsgemeinschaft, 1990, citados por Howes et al., 1991). Ações básicas para a proteção de operários contra substâncias nocivas em seu local de trabalho foram desenvolvidas pela comunidade européia, bem como em outros países isoladamente (Europaeischen Gemeinschaft, 1988; Leiter and Fasteneau, 1990, citados por Howes et al., 1991).

unesp

Os fluidos de corte utilizados em ambientes fabris podem trazer efeito negativo à saúde dos operadores de máquinas. Segundo Howes et al. (1991), os danos mais comumente relatos são problemas dermatológicos (Bennett, 1983a; Gadian, 1983, citados por Howes et al., 1991), mas efeitos respiratórios e pulmonares também são detectados, devido à exposição prolongada à fluidos de corte (Baden Württemberg IGMetal Bezirksleitung, 1990, citados por Howes et al., 1991). Todavia, alguns pesquisadores sugerem que os riscos oferecidos pelos fluidos de corte podem ser pequenos (Rossmoore, 1981, citado por Howes et al., 1991).

Segundo Howes et al. (1991), dentre as substâncias perigosas encontradas em fluidos de corte, as nitrosaminas estão entre as mais tóxicas e foram identificadas como sendo cancerígenas. As nitrosaminas são formadas nos fluidos de corte pela reação entre o nitrito de sódio, um inibidor de corrosão, e as etanolaminas. A névoa formada durante a operação de retificação podem trazer sérios riscos à saúde devido à exposição dermatológica e respiratória, sendo que, nos EUA, o nitrito de sódio teve seu uso industrial proibido. Outras substâncias perigosas encontradas em fluidos de corte, as quais são produzidas durante a retificação, incluem: os hidrocarbonetos aromáticos policíclicos e os hidrocarbonetos clorados.

2.2 Danos térmicos na retificação decorrentes do par fluido-ferramenta adotado

2.2.1 Introdução

Segundo Malkin (1989), para a remoção de material o processo de retificação requer uma quantidade significativa de energia por unidade de volume. Virtualmente, toda esta energia é transformada em calor, o qual é concentrado dentro da região de corte. As elevadas temperaturas podem produzir vários tipos de danos térmicos à peça, tais como: queima superficial, transformações microestruturais, aquecimento superficial e subsuperficial da peça, gerando tensões residuais de tração indesejáveis, reduzindo o limite de resistência à fadiga do componente usinado. Além disso, a expansão térmica da peça durante a retificação contribui para erros dimensionais e de forma no componente usinado. As taxas de retificação hoje utilizadas são limitadas pelas temperaturas máximas permissíveis no processo de retificação, as quais, quando ultrapassadas, podem levar à deterioração da qualidade final da peça produzida.

Segundo Kohli et al. (1995), o calor gerado na zona de retificação é dissipado através da peça, do rebolo, do cavaco gerado e pelo fluido de corte, sendo que a partição de energia que flui por cada um desses elementos tem sido o objeto de estudo. De modo particular, tem-se estudado aquela que flui pela peça, pois o aumento de temperatura em sua superfície é decorrente de uma maior partição de energia para a mesma. Este aumento leva a uma maior incidência dos danos térmicos acima descritos. O controle destes requer um conhecimento detalhado desta partição de energia e do controle da energia introduzida na peça pelo processo de retificação, através



da otimização das condições de usinagem e da escolha correta do par fluido-ferramenta (Guo & Malkin, 1992).

2.2.2 Danos térmicos oriundos do processo de retificação

Excessivas temperaturas geradas durante o processo de retificação podem causar danos térmicos às peças. O calor gerado no processo de retificação, função do mecanismo de remoção do cavaco, é resultado da transformação da energia mecânica envolvida no processo em energia térmica. Esta energia pode levar ao surgimento de uma camada de material afetada termicamente, dependendo das temperaturas envolvidas e da taxa de resfriamento imposta.

2.2.2.1 Queima superficial da peça

Segundo Malkin (1989), a queima visível da peça é caracterizada pela presença de tons azulados na sua superfície, os quais são conseqüência da formação de uma camada de óxidos. A queima pode levar ao aumento da perda diametral do rebolo, função do crescimento da adesão de partículas metálicas nos grãos do mesmo, elevando assim os esforços de corte.

A queima superficial, quando da retificação de aços temperados e revenidos, provoca um aumento da dureza superficial, em função da retêmpera do material, a qual é conseqüência da reaustenitização do mesmo, seguido da formação da martensita não-revenida. Isto traz um aspecto adverso quanto ao limite de resistência à fadiga do material, pela formação de uma microestrutura não-favorável. Para os mesmos aços retificados sem a incidência da queima superficial, geralmente existe um

cm 1 2 3 4 5 6 7 unesp 11 12 13 14 15 16 17 18

amolecimento do material, devido a terem sido atingidas temperaturas inferiores à de austenitização.

2.2.2.2 Têmpera superficial

Segundo Malkin (1989), os aços são geralmente retificados em seu estado temperado-revenido. Dependendo da intensidade do aquecimento gerado durante o processo de retificação e da taxa de resfriamento imposta à peça retificada pela ação do fluido de corte, pode-se obter uma diminuição de sua dureza superficial, bem como levar à formação de estruturas martensíticas não-revenidas. Estas são formadas quando atinge-se a temperatura de austenitização do material, seguido de um processo de resfriamento rápido. A formação ou não desta estrutura martensítica, a qual é regida por mecanismos de difusão de carbono, é um processo complexo, dependente da temperatura, do tempo de aquecimento e das velocidades de resfriamento impostas pelo fluido de corte.

2.2.2.3 Tensões residuais

O processo de retificação invariavelmente leva à tensões residuais nas adjacências da superfície acabada, as quais podem afetar o comportamento mecânico do material. As tensões residuais são induzidas por deformações plásticas não-uniformes nas proximidades da superfície da peça. Interações mecânicas dos grão abrasivos com a peça resultam, predominantemente, em tensões residuais de compressão, resultado de deslocamentos plásticos localizados, comparados ao processo de *shot peening*. Segundo Malkin (1989), as tensões residuais de tração são causadas, principalmente, por tensões induzidas termicamente e

deformações associadas com as temperaturas de retificação e o seu gradiente da superfície ao interior da peça.

No processo produtivo, a maioria das tensões residuais de retificação são de tração, as quais indicam que as mesmas são, predominantemente, de origem térmica. Tensões residuais de compressão são consideradas benéficas para as propriedades mecânicas dos materiais, aumentando a sua resistência à fadiga, enquanto as tensões de tração são prejudiciais quanto à resistência mecânica, à corrosão e ao desgaste (abrasão à altas temperaturas).

2.2.2.4 Trincas

Segundo Johnson (1986), as trincas superficiais são resultado do excessivo aquecimento durante a retificação. A severidade das trincas pode variar, sendo que as mesmas podem não ser visíveis, imediatamente após a retificação, tornando-se aparentes, algum tempo depois. Em algumas superfícies submetidas à elevadas tensões residuais de tração, as trincas irão formar-se abaixo da superfície, não sendo visíveis, até que o topo das mesmas seja atacado eletricamente. As trincas reduzem o limite de resistência à fadiga do material, ao mesmo tempo que aumenta a suceptibilidade da superfície do material à ataques por processos corrosivos.

2.2.3 Influência da ferramenta e do fluido de corte nas trocas térmicas

2.2.3.1 Introdução

A maioria dos danos observados no processo de retificação são de origem térmica. Dentre as várias técnicas utilizadas na determinação

das temperaturas envolvidas na região de corte (Ueda et al., 1993 e Ueda et al., 1995), somente com a utilização de termopares "embutidos" nas peças a serem retificadas foi possível obter-se indicações satisfatórias das temperaturas nas proximidades da região de corte, as quais podem ser efetivamente correlacionadas com os danos térmicos (Kohli et al., 1995).

As temperaturas geradas durante o processo de retificação são conseqüência direta da energia introduzida no corte. Os métodos de medição de temperatura não permitem identificar e controlar, de forma prática, as variações de temperatura, sendo estes métodos restritos a testes laboratoriais, os quais não podem ser diretamente aplicados dentro de um processo produtivo de larga escala. Deve-se então adotar métodos indiretos de controle da temperatura e do dano térmico induzido à peça através do monitoramento dos esforços de corte, da rugosidade superficial, da tensão residual. Além disso, torna-se necessário o conhecimento teórico de como cada variável envolvida no processo de retificação afeta a geração e a dissipação do calor produzido, permitindo a otimização do processo. Esta deve englobar todos os componentes do processo, ou seja, a ferramenta, o fluido de corte e as condições de usinagem.

2.2.3.2 Importância da determinação das temperaturas na região de corte e da fração da energia gerada que flui pela peça

Com o intuito de permitir o modelamento das trocas térmicas originárias do processo de retificação várias pesquisas vem sendo realizadas nas últimas décadas. As análises térmicas da operação de retificação são baseadas no modelo clássico da teoria de banda de calor de Jaeger (1942). Sendo assim, modelamentos matemáticos foram sendo desenvolvidos (Lavine, 1988; Malkin, 1989; Kohli et al., 1995), a fim de se permitir o cálculo das temperaturas de retificação e a partição ou fração da

unesp

energia gerada no processo que é levada em forma de calor para a peça (ε). As temperaturas calculadas são geralmente proporcionais ao produto da energia total introduzida no processo e à fração (ε). Segundo Kohli et al. (1995), uma atenção especial tem sido dada ao estudo desta fração de energia, a qual está relacionada diretamente com o aumento da temperatura da peça retificada, a qual leva à incidência de danos térmicos.

Segundo Malkin (1989), a retificação ocorre através de interações entre os grãos abrasivos e a peça a ser retificada. De acordo com o modelo de análise dos mecanismos de geração do cavaco, a energia total de retificação (u) inclui as energias referentes à remoção do cavaco propriamente dita (u_{ch}), ao deslizamento dos grãos abrasivos com áreas de topo de grão desgastadas com a peça (u_{sl}), e a energia referente ao deslocamento de material por deformação plástica (*plowing*) sem a remoção do mesmo (u_{pl}), conforme a eq.(1) (Kannappan & Malkin, 1972).

$$u = u_{ch} + u_{pl} + u_{sl} \quad (1)$$

Determinou-se de forma teórica e experimental que (Malkin & Anderson, 1974) aproximadamente toda energia referente ao deslizamento e ao *plowing* é conduzida na forma de calor para a peça, sendo que por volta de 55% da energia relativa à formação do cavaco propriamente dita é conduzida na forma de calor para a peça. Desta forma, a partição de energia para a peça (ε) pode ser escrita conforme a eq. (2):

$$\varepsilon = (0{,}55\, u_{ch} + u_{pl} + u_{sl}) / u \quad (2)$$

ou, combinando as eq. (1) e (2):

$$\varepsilon = (u - 0{,}45\ u_{ch}) / u \qquad (3)$$

2.2.3.3 Influência do tipo de ferramenta e fluido de corte na determinação das temperaturas na região de corte e da fração da energia gerada que flui pela peça (ε)

Segundo Malkin (1985), os danos térmicos gerados quando da retificação com rebolos superabrasivos de CBN são, geralmente, inferiores aos que ocorrem quando da retificação com rebolos convencionais. Utilizando-se rebolos de CBN, a queima da peça raramente ocorre e as tensões residuais são, predominantemente de compressão (Tönshoff & Grabner, 1984; Vansevenat, 1989). Isto indica que menores temperaturas de retificação são geradas na região de corte. Estas, segundo Kohli et al. (1995), são atribuídas, parcialmente, à menor energia gasta para a retificação com rebolos de CBN, devido à maior dureza de seus grãos (dureza Knoop do grão de CBN é de 4.500 e do grão de Al_2O_3 é de 2.500 kg/mm^2). Isto mantém a capacidade de corte do rebolo durante tempos maiores, diminuindo o desgaste dos mesmos, reduzindo as parcelas de energia relativas ao *plowing* (u_{pl}) e ao deslizamento de grãos cegos (u_{sl}). Todavia, tem-se atribuído as menores temperaturas geradas na retificação com rebolos de CBN à maior condutividade térmica de seus grãos abrasivos, quando comparadas com os de óxido de alumínio (condutividade térmica do grão de CBN é de 3,3 cal/ºC.cm.s e do grão de Al_2O_3 é de 0,08). Sendo assim uma fração muito maior do calor gerado é transportado para fora da zona de retificação pela ferramenta abrasiva, ao invés do mesmo fluir pela peça. (Lavine et al., 1989).

Comprovando o melhor desempenho dos rebolos de CBN, estudos realizados por Kohli et al. (1995) permitiram determinar a partição

da energia gerada quando da realização de operações de retificação com rebolos de Al_2O_3 e CBN. Utilizando-se a técnica dos termopares embutidos, onde as temperaturas medidas foram comparadas com aquelas obtidas pelas formulações teóricas propostas por Malkin (1989) com distribuição triangular de fluxo de calor, observou-se que entre 60 - 75% da energia gerada durante o processo de retificação é transportada na forma de calor para a peça, quando da utilização de rebolos convencionais de óxido de alumínio. Para rebolos superabrasivos de CBN, os valores observados foram em torno de 20%. A menor partição de energia, quando da utilização de rebolos de CBN permite uma diminuição das temperaturas na região de corte e uma menor tendência de indução de danos térmicos à peça.

Os modelamentos apresentados por Malkin (1989) negligenciam a influência do fluido de corte nas temperaturas ocorridas na zona de retificação. A peça foi modelada como sendo um sólido adiabático de comprimento semi-infinito, com superfície perfeitamente isolada, exceto na região de localização da banda de calor. A maioria das operações de retificação são realizadas com a utilização de fluidos de corte, os quais lubrificam e refrigeram a peça. Conforme anteriormente mencionado, para que o fluido de corte resfrie efetivamente a região de corte, é necessário que o calor seja removido de dentro da mesma. Na maioria dos casos o fluido de corte, segundo Malkin (1989), não reduz significativamente as temperaturas na região de corte, devido à dificuldade de penetração dos mesmos nesta região. Este baixo desempenho deve-se ao pequeno comprimento de contato e, muitas vezes, à barreira hidrodinâmica gerada pelo rebolo dotado de velocidade v_s, sendo que o fluido deve apresentar velocidade de saída do jato igual à velocidade de corte do rebolo, para conseguir atingir a região de corte (Webster, 1995). O pequeno percentual de fluido de corte que atinge a região de corte, o qual é função da estrutura do rebolo e da forma de aplicação (Guo & Malkin, 1992; Engineer et al., 1992; Krishnan et al.,

unesp

1995), tem papel ineficiente na refrigeração por convecção da região de corte, devido à ocorrência do efeito de evaporação do filme de fluido de corte (Lavine & Malkin, 1990). A medida que a temperatura crítica de evaporação do filme de lubrificante é atingida, ocorre um aumento catastrófico da temperatura e dos esforços de corte (Shafto et al., 1975; Lavine & Malkin, 1990; Guo & Malkin, 1994).

Os fluidos de corte diminuem as temperaturas na região de corte de forma indireta, através de suas propriedades lubrificantes, diminuindo o atrito e, conseqüentemente, o desgaste do topo dos grãos abrasivos, gerando menos calor, devido à diminuição da energia despendida no deslizamento e no *plowing*.

2.2.3.4 Influência do tipo de ferramenta e fluido de corte nas tensões residuais verificadas em peças retificadas

O processo de retificação invariavelmente leva à tensões residuais nas adjacências da superfície acabada, as quais podem afetar o comportamento mecânico do material. As tensões residuais são induzidas por deformações plásticas não-uniformes nas proximidades da superfície da peça. Interações mecânicas dos grãos abrasivos com a peça resultam, predominantemente, em tensões residuais de compressão, resultado de deslocamentos plásticos localizados, comparado ao processo de "shot peening".

Segundo Malkin (1989), as tensões residuais de tração são causadas, principalmente, por tensões induzidas termicamente e deformações associadas com as temperaturas de retificação e o seu gradiente da superfície ao interior da peça. Na zona de retificação, a expansão térmica da porção mais quente do material, aquela nas proximidades da superfície da peça é parcialmente reprimida pela porção

unesp

mais fria de material, na subsuperfície da mesma. Isto gera tensões de compressão de origem térmica nas proximidades da superfície, as quais, se suficientemente grandes, podem causar escoamento plástico em compressão. Durante o resfriamento subsequente, após a passagem da fonte de calor da retificação, o material deformado plasticamente tende a contrair mais que o material da subsuperfície, mas os requisitos de continuidade do material causam o desenvolvimento de tensões de tração na superfície do material. A fim de garantir o equilíbrio mecânico do material, a tensão residual de compressão deve também surgir nas profundidades mais elevadas do material. Porém , as tensões residuais de compressão são, em ordem de magnitude, inferiores quando comparadas com as tensões residuais de tração. A formação de tensões termicamente induzidas é basicamente acompanhada por transformações de fases sólidas, as quais podem ocorrer durante o ciclo de aquecimento e resfriamento, pois estas resultam em variações volumétricas.

Alguns exemplos da distribuição da tensão residual ao longo da direção de retificação, são mostrados na Figura 10, para um aço ligado.

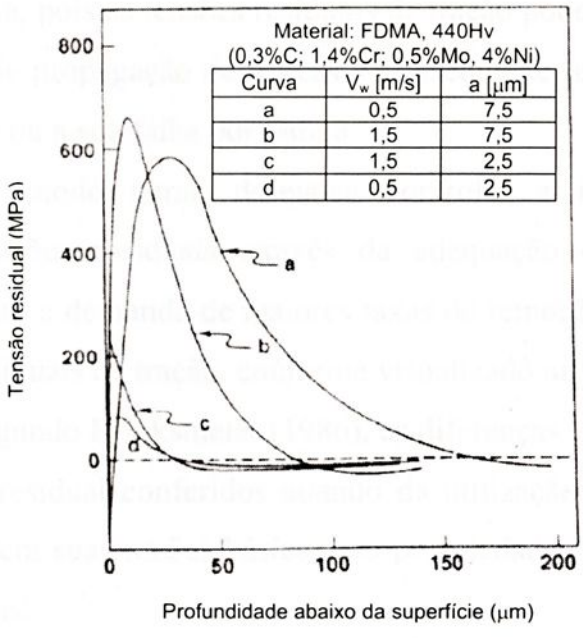


FIGURA 10 – Distribuição da tensão residual induzida pela retificação, as quais são consideradas induzidas termicamente (Malkin, 1989)

As medições da tensão residual revelam um estado de tensões biaxial na camada superficial, com tensões ao longo da direção de retificação aproximadamente iguais às tensões transversais à direção de retificação. Na processo produtivo, a maioria das tensões residuais de retificação são de tração, as quais indicam que as mesmas são, predominantemente de origem térmica. Tensões residuais de compressão são consideradas benéficas nas propriedades mecânicas dos materiais, aumentando a resistência à fadiga, enquanto as tensões de tração são prejudiciais quanto à resistência mecânica, à corrosão e ao desgaste (abrasão à altas temperaturas).

A influência das tensões residuais são de extrema importância para materiais de alta e ultra-alta resistência, os quais aliam alta resistência, porém com certo grau de fragilidade (baixa tenacidade). Para estes materiais, as considerações de resistência mecânica e à fadiga são de

extrema importância, pois as tensões residuais de tração podem levar a uma maior velocidade de propagação de trincas e conseqüente redução da vida útil do componente ou a sua falha por fadiga.

De modo geral, deseja-se controlar a indução ou a magnitude das tensões residuais através da adequação das condições usinagem. Entretanto a demanda de maiores taxas de remoção resultam em maiores tensões residuais de tração, conforme visualizado na Figura 10.

Segundo Brinksmeier (1986), as diferenças básicas entre os estados de tensão residual conferidos quando da utilização de rebolos de CBN e de Al_2O_3, tem suas razões básicas nas propriedades físicas de seus abrasivos, sendo elas:

a) O grão de CBN é mais duro que o de Al_2O_3, o que permite um menor desgaste do grão, menores forças de retificação e menor geração de calor.

b) A condutividade térmica dos grãos de CBN é quarenta vezes maior que a do grão de Al_2O_3, o que permite uma menor partição da energia gerada para a peça (ε = 20%) (Kohli et al., 1995). Isto facilita o seu controle dimensional, permitindo assegurar a sua integridade superficial.

c) Após o perfilamento, os grãos de CBN apresentam uma superfície de estrutura fina, com arestas de corte secundárias. Estas favorecem os mecanismos de formação do cavaco, aos invés do *plowing*. Os grãos de Al_2O_3 após a dressagem apresentam, freqüentemente, grãos com arestas de corte achatadas, as quais levam ao aumento de suas áreas de corte e, conseqüentemente, do calor induzido por atrito.

cm 1 2 3 4 5 6 7 unesp 11 12 13 14 15 16 17 18

d) Além dos grãos abrasivos, os rebolos também são constituídos de material ligante e porosidades para o alojamento dos cavacos. Geralmente, os rebolos convencionais são, predominantemente, confeccionados com ligantes cerâmicos, enquanto os rebolos de CBN podem apresentar ligantes específicos, dependendo dos requisitos operacionais. Devido as suas diferentes propriedades térmicas, estes ligantes podem influenciar os eventos térmicos que ocorrem na zona de retificação.

Os rebolos de CBN produzem, na maioria dos casos, tensões de compressão (Brinksmeier, 1982). Entretanto, os rebolos Al_2O_3 também estão aptos a gerar tensões residuais de compressão, mas somente logo após a dressagem. Com o aumento do volume de material removido, a tensão residual tende a ser de tração e de maior intensidade. De forma oposta, o rebolo de CBN é muito menos sensível à variações na quantidade de material removido, garantindo tensões residuais de compressão, mesmo após longos períodos de retificação (Brinksmeier, 1986).

Em seus experimentos, Brinksmeier (1986), partindo de condições de dressagem que proporcionaram a mesma rugosidade superficial da peça e utilizando-se rebolos de CBN e Al_2O_3, para pequenas taxas de remoção específicas (até 1,8 $mm^3/mm.s$), a tensão residual para ambas as ferramentas, usinando-se o aço 100Cr6 (62HRc) foi de compressão. Em taxas maiores, o rebolo de Al_2O_3 tende a gerar tensões residuais de tração, indicando que a ferramenta não é capaz de remover o calor do processo de forma suficiente. Já para o rebolo de CBN, todas as tensões obtidas, variando-se a taxa de remoção específica de 1 até 6 $mm^3/mm.s$, foram de compressão, cujos fatores deste melhor desempenho foram acima comentados.

cm 1 2 3 4 5 6 7 unesp 11 12 13 14 15 16 17 18

Brinksmeier (1986) ainda verificou que o tipo de ligante influencia na tensão residual imposta à peça, sendo que as maiores tensões de compressão foram obtidas utilizando-se rebolo de CBN com ligante metálico. A influência da granolumetria do rebolo na tensão residual também foi verificada. Rebolos de CBN com tamanho de grãos maiores produzem aproximadamente a mesma quantidade de calor que um rebolo de Al_2O_3 produziria, devido à tendência de cegamento dos grãos após a realização da operação de perfilamento. Isto leva a um aumento das forças de corte, menor penetração do fluido e mais calor gerado. Todavia, ainda são geradas tensões de compressão, porém de menor intensidade, às quais são atribuídas à melhor condutividade térmica dos grãos de CBN. Quanto menor o tamanho do grão de CBN, maiores serão os níveis de tensão de compressão.

Os fluidos de corte também apresentam influência nas tensões residuais impostas às peças. Segundo Torrance (1980?), um fluido de corte não deve apenas promover uma boa refrigeração da peça por convecção. Ele deve promover a predominância dos mecanismos de corte ao invés da deformação plástica sem a remoção de material (*plowing*), pela manutenção da afiação do rebolo e pela diminuição do coeficiente de atrito peça-ferramenta (Hitchiner, 1990). Desta forma, diminui-se a energia específica de retificação gerada no processo de usinagem (Malkin, 1989), as temperaturas na região de corte e a possível incidência dos danos térmicos. Todavia a redução efetiva das temperaturas na região de corte, pela ação direta do fluido de corte é ineficaz para operações tradicionais de retificação, devido ao efeito da evaporação do filme de fluido de corte, devido às temperaturas geradas (Guo & Malkin 1995).

A taxa de resfriamento propiciada por um determinado tipo de fluido de corte é extremamente importante quando da retificação de aços temperados, pois esta taxa de resfriamento pode levar à formação da

cm 1 2 3 4 5 6 7 unesp 11 12 13 14 15 16 17 18

martensita não-temperada, resultado do aquecimento da superfície à temperatura de austenitização, seguida de rápido resfriamento, gerando tensões residuais de tração na superfície, devido à transformações microestruturais (Torrance, 1980?).

Os óleos de corte proporcionam menores forças de retificação, devido ao seu maior poder lubrificante, permitindo a diminuição do coeficiente de atrito e pela manutenção da afiação da ferramenta, gerando menores temperaturas na região de corte (Torrance, 1980?). Entretanto diferentes combinações fluido-ferramenta-material podem ser utilizadas, devendo-se atentar, principalmente a busca da diminuição da energia gerada na região de corte. Isto permitirá a utilização de fluidos solúveis em água, pois, devido à pressões ambientais e aos riscos a saúde que os óleos de corte podem trazer, seu uso vem sendo restringido (Webster, 1995).

cm 1 2 3 4 5 6 7 unesp 11 12 13 14 15 16 17 18

2.3 Características dos aços utilizados na confecção de válvulas de motores a combustão interna

Segundo Charles & Crane (1989), os fatores determinantes para a escolha do tipo de material a ser empregado para a confecção de válvulas para cilindros de motores são a resistência à temperatura e à corrosão. Desta forma, o percentual de cromo presente na liga a ser utilizada torna-se um fator importante. As válvulas são produzidas por extrusão à quente ou por forjamento à quente e, na maioria dos casos são constituídas de mais de um tipo de material. Estas válvulas compostas, em que diferentes materiais são utilizados para haste e cabeça, encontram bons resultados, por permitirem um ótimo balanceamento das características requeridas em cada região da válvula. Assim, uma haste martensítica, com boa resistência à fadiga e ao desgaste, pode ser soldada, por atrito, a uma cabeça austenítica, com melhores características para resistir à temperatura e à corrosão.

Dentre os dois tipos de válvulas (admissão e exaustão), as de exaustão são aquelas submetidas às mais árduas condições de operação. Estas operam em uma faixa de temperatura entre 700 e 800 ºC. Na maioria dos casos, as válvulas de exaustão são fabricadas com materiais mais avançados do que as válvulas de admissão.

Em função destas solicitações, três famílias principais de ligas são empregadas nestas válvulas:

- Aços inoxidáveis martensíticos. Ex.: SAE HNV-3 Silchrome I
- Aços inoxidáveis austeníticos. Ex.: SAE EV-8, SAE EV-11, SAE EV-12, SAE EV-4, SAE EV-16 e SAE HNV6 Silchrome XB.



- Superligas a base de níquel. Ex.: INCOMEL 751 e NIMONIC 80A

Materiais utilizados anteriormente eram ferríticos e com o desenvolvimento dos motores, estes materiais tiveram adições crescentes de cromo e silício, resultando no 0.5C-8Cr-3Si, ou 401S45 na BS970 Parte 4, também conhecido como SAE HVN-3 (Silchrome I). Este material ainda é utilizado para a confecção de válvulas de admissão.

Para as válvulas de exaustão, tornou-se necessário a utilização de aços austeníticos, tais como o 0.45C-14Ni-14Cr-2.5W-2Si (331S40). Entretanto, após 1945, muitas das válvulas passaram a ser fabricadas utilizando-se a liga 0.8C-29Cr-1.3Ni-2Si (443S65), conhecida como Silchrome XB, sendo ainda utilizada. Modernos materiais desenvolvidos incluem aços austeníticos endurecidos por precipitação e as superligas a base de níquel, conhecidas como NIMONIC. Estas são endurecidas através de carbonetação e nitretação e alguns exemplos destas superligas são o 21-4N (0.5C-9Mn-3.75Ni-21Cr-0.4N, ou 349S52, na BS970 parte 4), a qual deve ser solubilizada à 1180 ºC, temperada e envelhecida por 12 horas à 760 ºC. Um outro exemplo é o 21-2N, que apresenta cerca de 30% de cromo, 7% de níquel e 2% de molibidênio, sendo este forjado à quente e sua dureza é da ordem de 30 a 35 HRc.

3. MATERIAL E MÉTODO

No intuito de permitir que os resultados a serem obtidos sejam diretamente aplicáveis no meio industrial, uma metodologia de experimentação foi desenvolvida. Esta pretende reproduzir a retificação de sede de válvulas desempenhada na empresa TRW do Brasil, adotando-se as mesmas condições de dressagem do rebolo e de usinagem das válvulas. Desta forma, pretende-se avaliar-se, de forma comparativa, a influência de diferentes tipos de fluido de corte e rebolo na retificação do aço SAE HVN-3, material constituinte das válvulas de admissão. Dentre os diferentes pares fluido-ferramentas a serem testados, está o par fluido-ferramenta utilizado no processo produtivo, o par: rebolo convencional de óxido de alumínio e óleo de corte. A Figura 11 descreve, de forma esquemática, a operação de retificação cilíndrica externa de mergulho, mostrando os parâmetros de entrada e as variáveis de saída monitoradas durante esta pesquisa. A metodologia utilizada é descrita na seqüência.

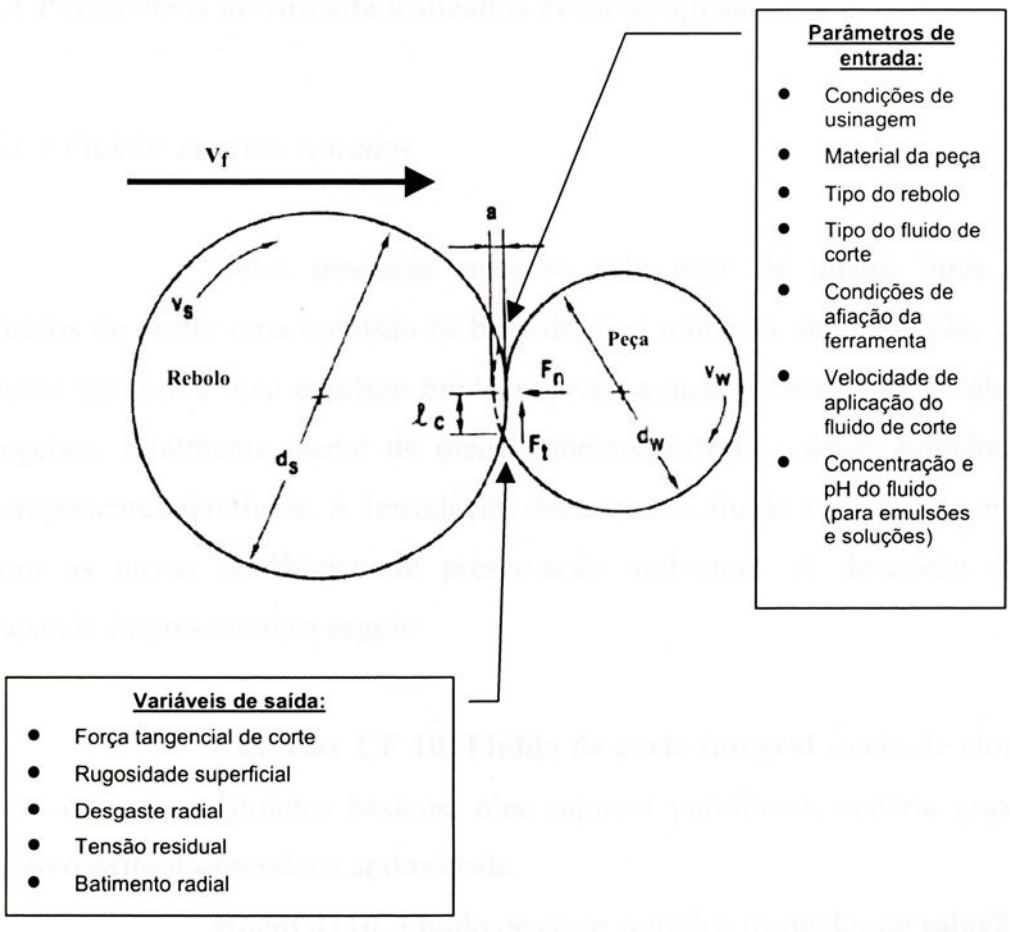


FIGURA 11 – Operação de retificação cilíndrica externa de mergulho

Conforme demonstrado na Figura 11, o rebolo dotado de velocidade periférica v_s e de diâmetro d_s é avançado contra a peça de formato cilíndrico, de diâmetro d_w, a ser retificada, com uma penetração a e com velocidade de mergulho v_f, ao final do ciclo de retificação.

3.1 Parâmetros de entrada utilizados nesta pesquisa

3.1.1 Fluidos de corte testados

Nesta pesquisa optou-se pelo teste de quatro tipos de fluidos de corte: uma emulsão (à base de óleo mineral), uma solução, um fluido integral e uma emulsão biodegradável, a qual é constituída de óleos vegetais, totalmente isento de óleos minerais, nitritos, metais pesados e componentes fenólicos. A introdução deste quarto fluido vem de encontro com as novas tendências de preservação ambiental. A descrição dos mesmos é apresentada a seguir:

Cut Max CF 10: **Fluido de corte integral** isento de cloro. Tem como constituintes básicos: óleo mineral parafínico, matéria graxa, aditivo extrema-pressão e antioxidade.

Hocut 4110: Fluido de corte sintético formador de **solução**.

Hocut B 80-S: Fluido de corte solúvel em água, formador de **emulsão mineral**, tendo como constituintes básicos óleo mineral, antiespumante, antioxidante, tensoativo aniônico, água, bactericida/fungicida, aminas e ésteres graxos.

Hocut 2010: Fluido de corte solúvel em água, biodegradável, formador de **emulsão vegetal**, tendo como constituintes básicos óleo vegetal, isento de óleo mineral, nitritos, metais pesados e compostos fenólicos.

3.1.2 Tipos de rebolos testados

Nesta pesquisa foram utilizadas as seguintes ferramentas de corte: um rebolo convencional de óxido de alumínio 19A100SVHB, de 350 mm de diâmetro e 20 mm de largura e um superabrasivo de CBN, B76R125V12, com ligante vitrificado de 350 mm de diâmetro e 20 mm de largura.

Os comentários referentes às condições de usinagem, afiação das ferramentas, concentração e pH, velocidade de aplicação de fluido de corte utilizadas, bem como as dimensões e formato dos corpos-de-prova serão descritas no item "procedimentos pré-ensaios".

3.2 Variáveis de saída monitoradas nesta pesquisa

3.2.1 Força tangencial de corte

Nesta pesquisa, a força tangencial de corte foi determinada a partir da potência elétrica consumida pelo motor durante a usinagem. Para isto, utilizou-se um circuito eletrônico previamente desenvolvido pelo Prof. Dr. Paulo Roberto de Aguiar, do Depto. de Eng. Elétrica, da Faculdade de Engenharia, da UNESP de Bauru.

Entretanto, após a análise criteriosa do método proposto neste item, verificou-se a necessidade de uma nova calibração do sistema já existente, devido às perdas existentes entre a potência de corte desenvolvida no eixo do rebolo e a potência entregue pela rede de alimentação ao conjunto conversor-motor. Essas perdas são, basicamente, referentes: ao conversor de freqüência que alimentava o motor de indução trifásico, responsável pela variação de velocidade do rebolo; as perdas internas do motor de indução (cobre, ferro, atrito e ventilação) e as perdas por



acoplamento e transmissão do sistema. Assim, o valor de potência medido e, conseqüentemente, o valor da força de corte, não representava o valor efetivamente consumido durante o corte.

Visando a solução deste problema, uma nova calibração do sistema foi implementada, através da determinação de uma equação de correlação entre os valores reais de força tangencial de corte e os valores provenientes do método de determinação da força através da potência elétrica do motor. Para isto, algumas adequações foram efetuadas na retificadora, sendo confeccionado um dispositivo de fixação para o acoplamento da coroa, do dinamômetro e do freio a ser utilizado na calibração. A Figura 12 apresenta, de forma esquemática, o procedimento de calibração utilizado.

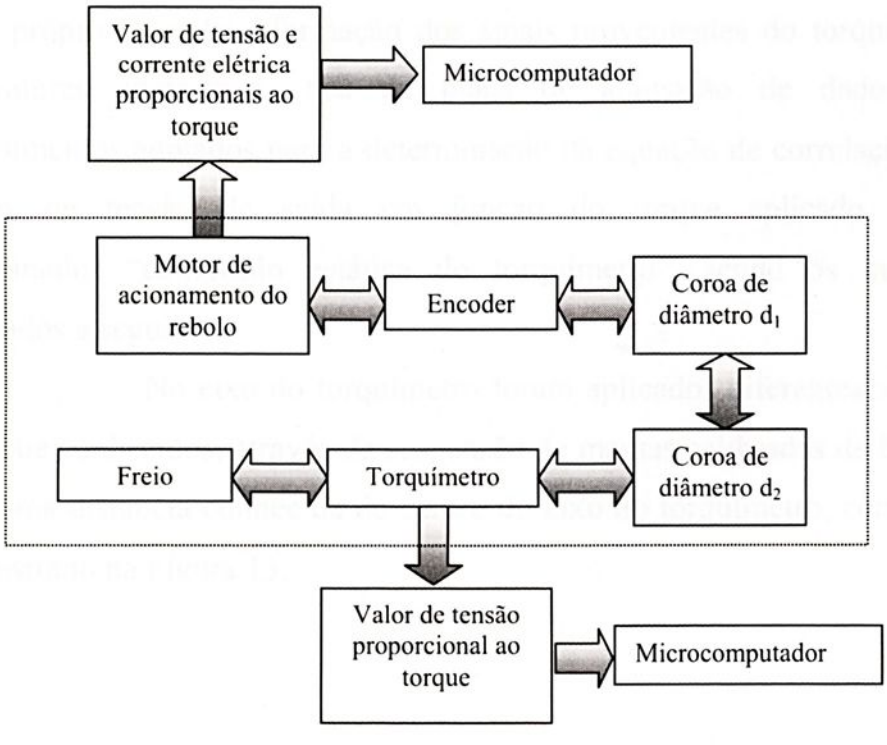


FIGURA 12 - Representação esquemática do procedimento de calibração utilizado

O dispositivo acima é então descrito da seguinte forma: o rebolo, preso ao eixo árvore da retificadora é substituído por uma coroa de diâmetro d_1. Esta coroa é acoplada a uma outra de diâmetro d_2, por intermédio de uma corrente. A coroa de diâmetro d_2 está acoplada ao eixo de saída do torquímetro, o qual, tem acoplado em seu eixo de entrada um freio de sapatas. O conjunto freio, torquímetro e coroa 2 está montado sob um dispositivo que permite a fixação do mesmo sob o barramento da mesa, o qual sustenta o carro porta-peças da retificadora cilíndrica CNC utilizada nesta pesquisa.

Utilizou-se um torquímetro, marca SODMEX, com faixa de leitura nominal de 0 a 20 N.m, cuja equação de correlação dos valores de tensão de saída em função do torque aplicado já foi determinada experimentalmente. Em conjunto, utilizou-se um circuito condicionador de sinais próprio para transformação dos sinais provenientes do torquímetro em valores admissíveis aos da placa de aquisição de dados. Os procedimentos adotados para a determinação da equação de correlação dos valores de tensão de saída em função do torque aplicado foram denominados "calibração estática do torquímetro", sendo os mesmos detalhados a seguir.

No eixo do torquímetro foram aplicados diferentes valores de torque conhecidos, através da suspensão de massas calibradas de 0,5 e 1 kg, a uma distância conhecida do centro do eixo do torquímetro, conforme demonstrado na Figura 13.



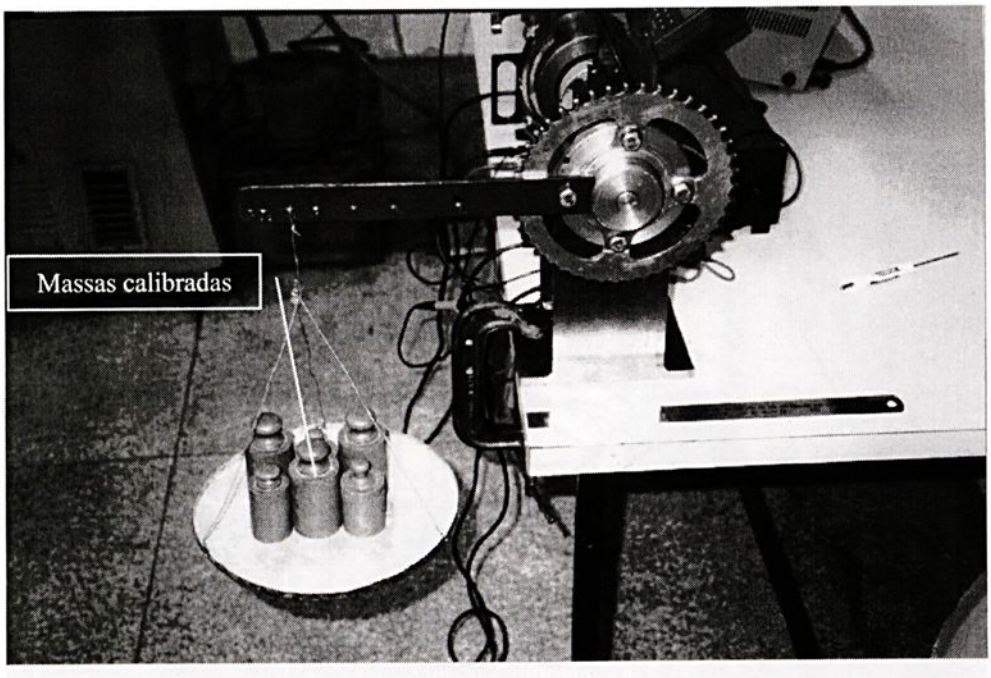


FIGURA 13 – Torque aplicado no eixo do torquímetro através da suspensão de massas calibradas

Para cada valor de torque aplicado, media-se o valor de tensão proporcional a este torque, através da utilização de um multímetro marca APPA, modelo ET2400. A Figura 14 apresenta o banco de ensaios utilizado para esta calibração.

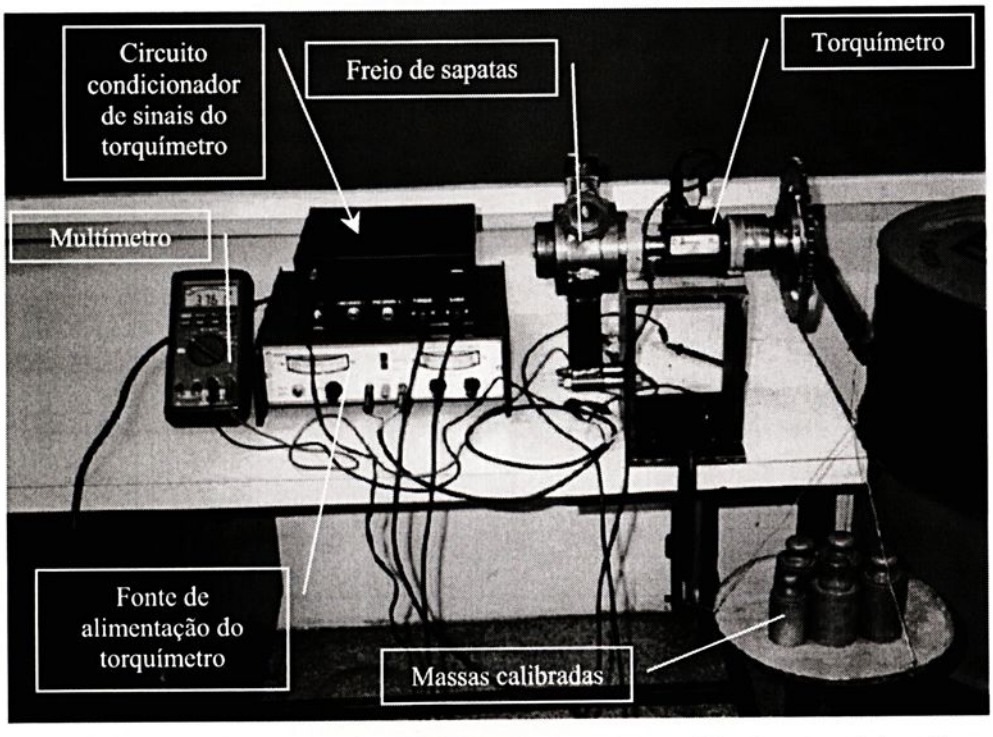


FIGURA 14 – Banco de ensaios utilizado na calibração estática do torquímetro

Assim, foi possível estabelecer um conjunto de valores, os quais relacionam torque aplicado [N.m] e tensão de saída [V]. Estes valores foram plotados e aplicando-se o método da regressão linear pôde-se determinar a equação de correlação, conforme apresentado na Figura 15. Os procedimentos estatísticos referentes à determinação desta equação são apresentadas no Anexo 1.

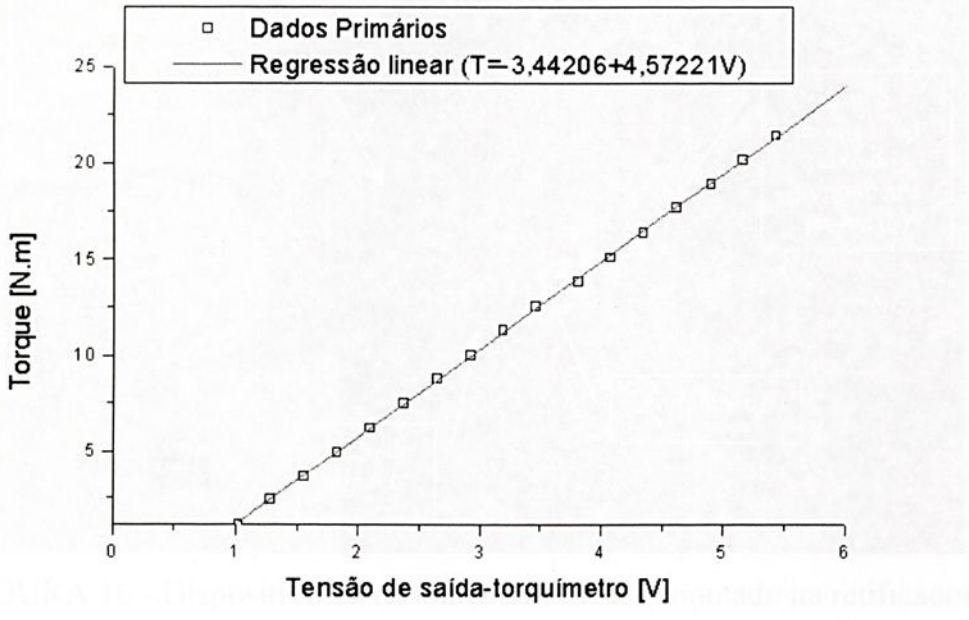


FIGURA 15 –Equação de correlação dos valores de tensão de saída e função do torque aplicado obtida por regressão linear

Efetuada a calibração estática do torquímetro, partiu-se para a calibração do sistema de medição da força tangencial de corte propriamente dito. O dispositivo de calibração, esquematicamente representado na Figura 12, é apresentado na Figura 16.

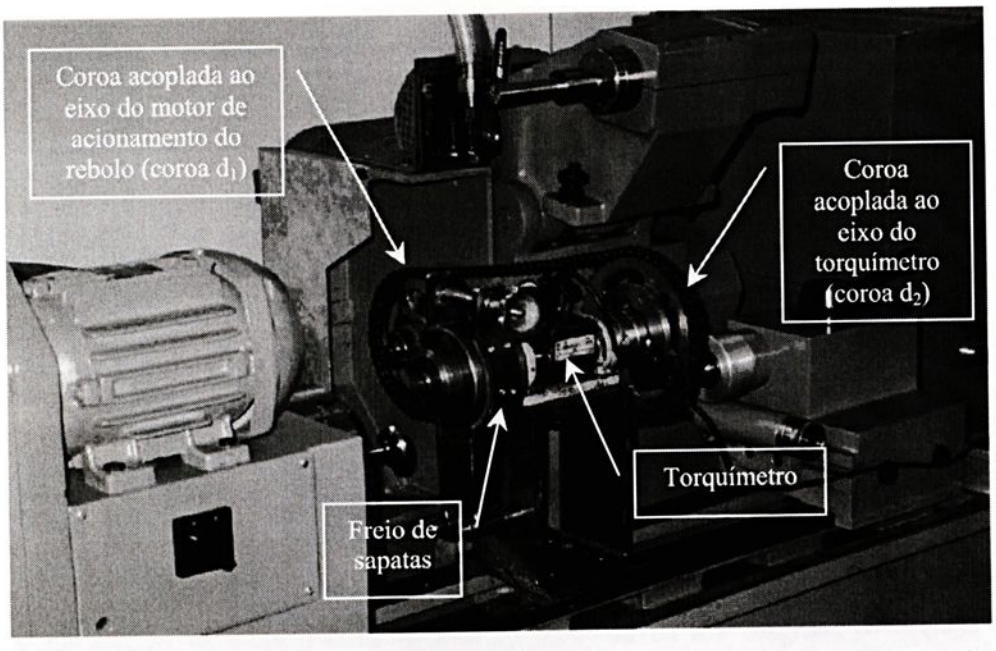


FIGURA 16 - Dispositivo de calibração utilizado, montado na retificadora cilíndrica CNC

Na Figura 17 pode-se observar, em detalhe o torquímetro utilizado na calibração. Na mesma Figura 17, pode-se visualizar, à esquerda, o freio de sapatas utilizado para variar o torque contrário ao movimento.

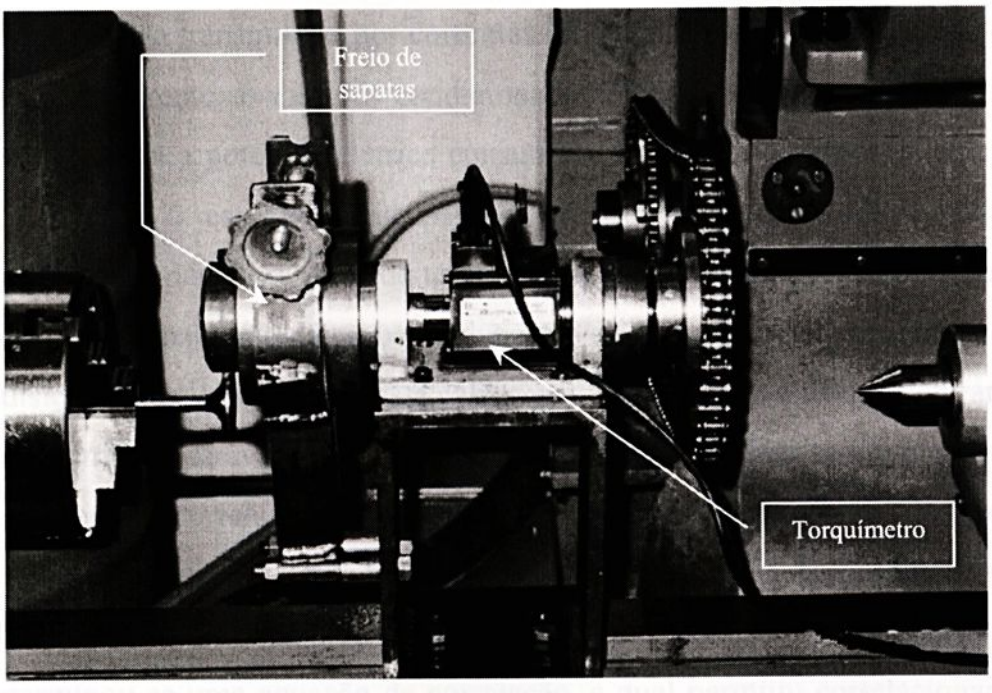


FIGURA 17 - Detalhe do dispositivo de calibração utilizado, destacando-se o torquímetro e o freio de sapatas utilizados

Para o valor de freqüência selecionado no inversor, correspondendo a um dado valor de rotação do motor de acionamento do rebolo, o freio de sapatas é acionado, diminuindo assim a rotação do eixo da coroa d_2 e conseqüentemente a da coroa d_1. O valor do torque instantâneo no eixo da coroa 2 (T_2) pode então ser lido pelo software de aquisição, em função do valor de tensão enviado pelo torquímetro ao microcomputador. Em função dos diâmetros d_2 e d_1 das coroas e da relação de transmissão entre as mesmas, levando-se em conta o rendimento da transmissão por correntes (100%, devido à não existência de escorregamento) é possível determinar-se o valor instantâneo do torque na coroa d_1 (T_1). Concomitantemente, são medidos os valores instantâneos de tensão e corrente elétrica provenientes do motor de acionamento do rebolo, em função do torque contrário ao movimento do eixo aplicado pelo freio, o qual é transmitido da coroa 2 para a coroa 1, levando em conta o

rendimento da transmissão por correntes (100%). A partir destes valores de tensão e corrente, o circuito condicionador efetua a multiplicação destes sinais, calcula a potência elétrica consumida, emitindo um valor de tensão proporcional à esta potência para o microcomputador. Pode-se então determinar, a partir do valor de tensão enviado, a potência consumida pelo motor de acionamento da coroa de diâmetro d_1, utilizando-se o programa de aquisição desenvolvido para esta calibração. Variando-se o torque contrário ao movimento, através da atuação do freio, é possível obter-se um conjunto de pontos que correlacionam os valores de torque aplicado no eixo da coroa d_1 (T_1) e a potência elétrica consumida pelo motor de acionamento do rebolo (P_c), para a rotação selecionada no inversor de freqüência. Determinou-se uma equação de correlação, a qual permitiu correlacionar o valor de torque aplicado no eixo de acoplamento do rebolo com a potência consumida pelo motor de acionamento do mesmo. Este procedimento de calibração acima descrito foi denominado de "calibração dinâmica do sistema".

De posse da equação de calibração dinâmica do sistema, a determinação da força tangencial de corte é efetuada, utilizando-se a equação de calibração dinâmica do sistema. É determinada, em tempo real, a potência elétrica consumida pelo motor, a qual está associada um valor de torque proporcional. A força tangencial de corte instantânea, $F_{c(instant)}$, é então calculada da seguinte forma, pela eq. (4):

$$F_{c(instant)} = 2*1000*T / d_s \qquad (4)$$

onde: T é o torque instantâneo [N.m], proporcional a potência elétrica (P_c) [W]; d_s é o diâmetro do rebolo [mm]

A calibração dinâmica do sistema foi efetuada para uma freqüência no inversor de 113 Hz, correspondente a uma rotação no rebolo de 3.274 rpm, permitindo uma velocidade de corte de 60 m/s, já que o rebolo utilizado possui 350 mm de diâmetro.

Atuando-se no freio de sapatas, efetuava-se um torque contrário ao movimento, sendo possível determinar-se um conjunto de pontos que relacionam torque instantâneo no eixo de acionamento do rebolo com a potência elétrica consumida pelo motor. Esta aquisição de dados foi efetuada através de um programa de aquisição utilizando-se o LABVIEW 5.01, cuja tela é apresentada na Figura 18. Na Figura 19 são apresentados os demais componentes eletrônicos utilizados nesta aquisição de dados.

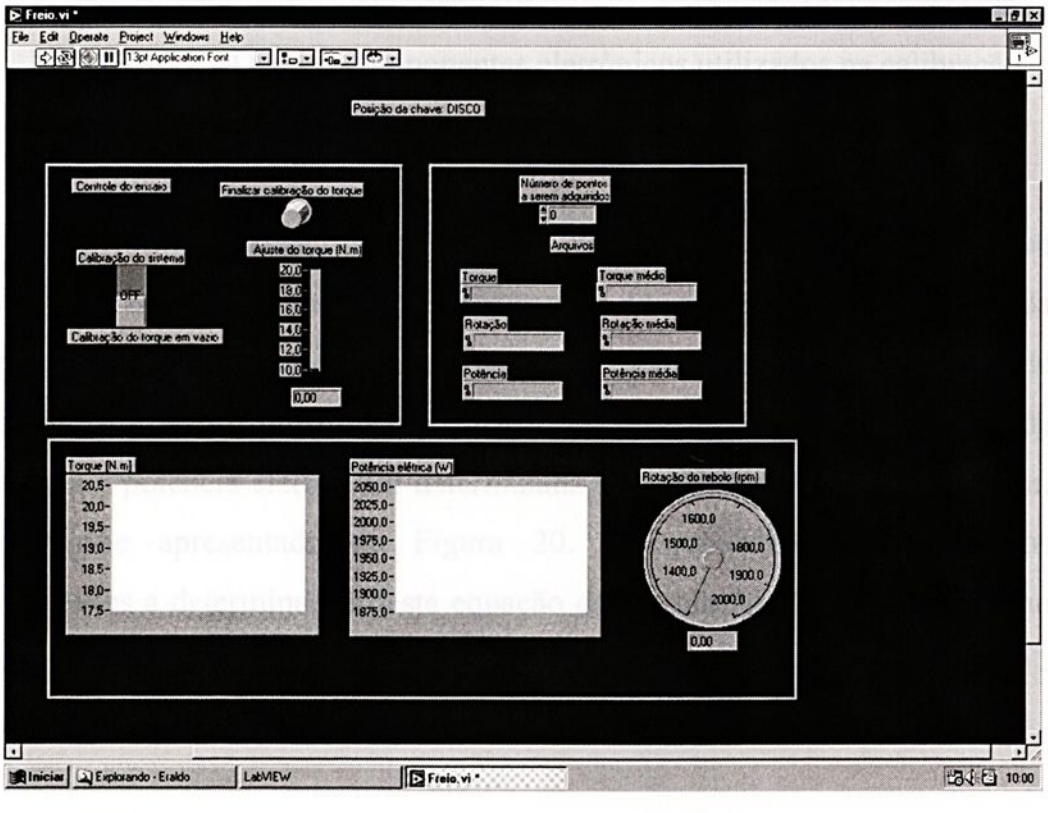


FIGURA 18 - Tela do programa para a calibração dinâmica do sistema

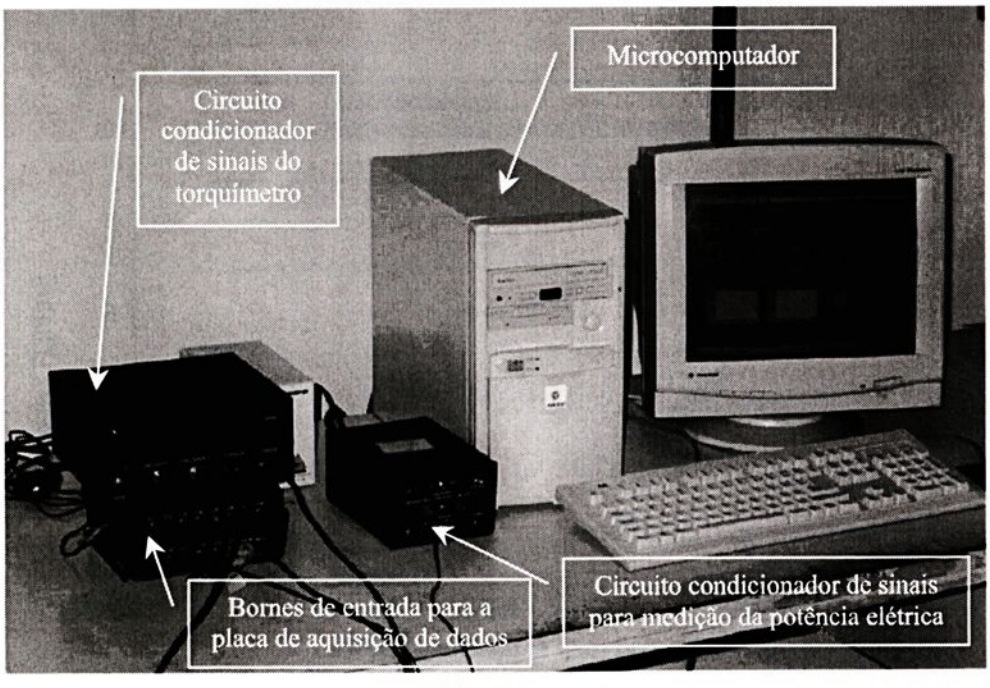


FIGURA 19 - Demais componentes eletrônicos utilizados na calibração dinâmica do sistema

Assim, o conjunto de valores que relacionam o torque aplicado no eixo do motor de acionamento do rebolo [N.m] em função da potência elétrica consumida pelo motor de acionamento da ferramenta de corte [W], foram plotados. A equação de correlação entre os valores de torque e potência elétrica foi determinada pelo método da regressão linear, conforme apresentado na Figura 20. Os procedimentos estatísticos referentes a determinação desta equação de correlação são apresentadas no Anexo 1.

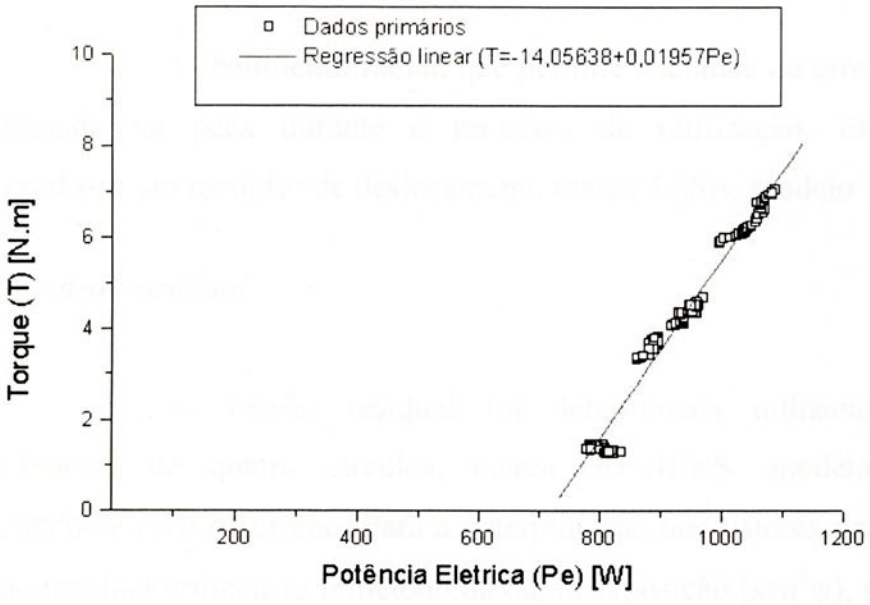


FIGURA 20 – Equação de correlação dos valores de torque aplicado no eixo do motor de acionamento do rebolo [N.m] e potência elétrica consumida pelo motor de acionamento do rebolo [W], obtidos pelo método de regressão linear

3.2.2 Rugosidade superficial

A rugosidade superficial, parâmetro R_a, foi medido utilizando-se um rugosímetro marca TAYLOR HOBSON, modelo Surtronic 3+, em conjunto com o programa de análise de superfícies Talyprof. O *cut-off* e o filtro utilizados foram 0,8 mm e 2CR-fase corrigida, determinados segundo a norma NBR 6405/1988, para a operação desempenhada.

3.2.3 Batimento radial

O batimento radial, que permite a análise do erro de forma introduzido na peça durante o processo de retificação, foi medido utilizando-se um medidor de deslocamento marca TESA, modelo TT10.

3.2.4 Tensão residual

A tensão residual foi determinada utilizando-se um difratômetro de quatro círculos, marca SIEMENS, modelo D5000, utilizando-se alvo de cromo. Para a determinação dos valores nominais de tensão residual utilizou-se o método da dupla exposição ($sen^2\psi$), segundo a norma SAE J784a. As medições de tensão residual foram efetuadas no Laboratório de Difração de Raios-X, do Centro de Caracterização e Desenvolvimento de Materiais (CCDM), localizado na Universidade Federal de São Carlos (UFSCar), na cidade de São Carlos, SP.

3.2.5 Desgaste Radial

O desgaste volumétrico do rebolo foi analisado pelo método da impressão do perfil desgastado. Neste método, no final de cada ensaio, um tarugo de aço SAE 1020, com diâmetro d_t de 35 mm, foi fixado no porta-peças da retificadora. O rebolo então retifica um determinado volume de material, penetrando uma profundidade de corte a_t igual à 100 μm. Como durante o processo de retificação, apenas uma parte da largura do rebolo é desgastada, a outra serve de referência para a medição do desgaste radial Δ_r, a ser verificado. Este fica impresso no tarugo, após o mergulho da ferramenta, conforme apresentado na Figura 21.



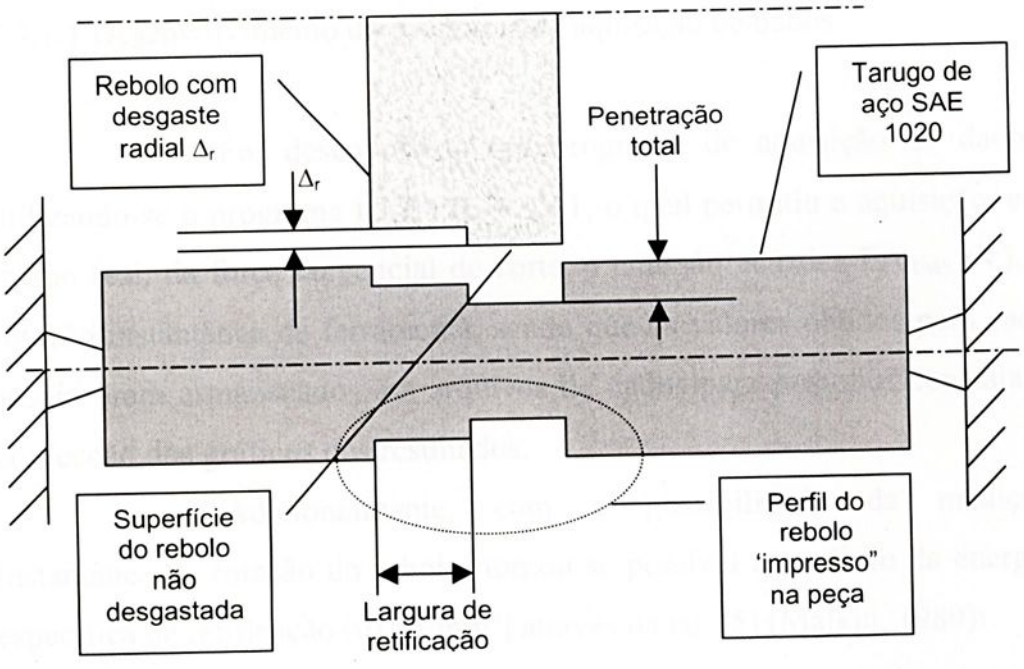


FIGURA 21 – Representação esquemática da medição do desgaste do rebolo (dimensões da impressão exageradas para melhor visualização do esquema)

3.3 Procedimentos pré-ensaios

3.3.1 Confecção e montagem do banco de ensaios

A adequação do banco de ensaios consistiu na realização de modificações na máquina retificadora cilíndrica CNC, modelo RUAP 515 H-CNC, marca SULMECÂNICA, as quais permitiram a aplicação correta dos fluidos de corte a serem testados, nas velocidades de saída do jato desejadas. Além disso englobou o desenvolvimento do programa de aquisição de dados, permitindo a correta medição das variáveis de saída desta pesquisa.

3.3.1.1 Desenvolvimento do programa de aquisição de dados

Foi desenvolvido um programa de aquisição de dados, utilizando-se o programa LABVIEW 5.01, o qual permitiu a aquisição, em tempo real, da força tangencial de corte, a emissão acústica EA_{RMS} (V), a rotação instantânea da ferramenta, sendo que os valores obtidos para cada ensaio eram armazenados em arquivos de dados para posterior consulta e confecção dos gráficos dos resultados.

Adicionalmente, com a possibilidade da medição instantânea da rotação do rebolo, tornou-se possível a medição da energia específica de retificação (u), [J/mm^3] através da eq. (5) (Malkin, 1989):

$$u = (F_c \cdot v_s) / (\pi \cdot d_w \cdot v_f \cdot b) \qquad (5)$$

onde: d_w é o diâmetro da peça, v_f é a velocidade de mergulho e b é a largura de retificação

A Figura 22 mostra a tela principal do programa de aquisição de dados.

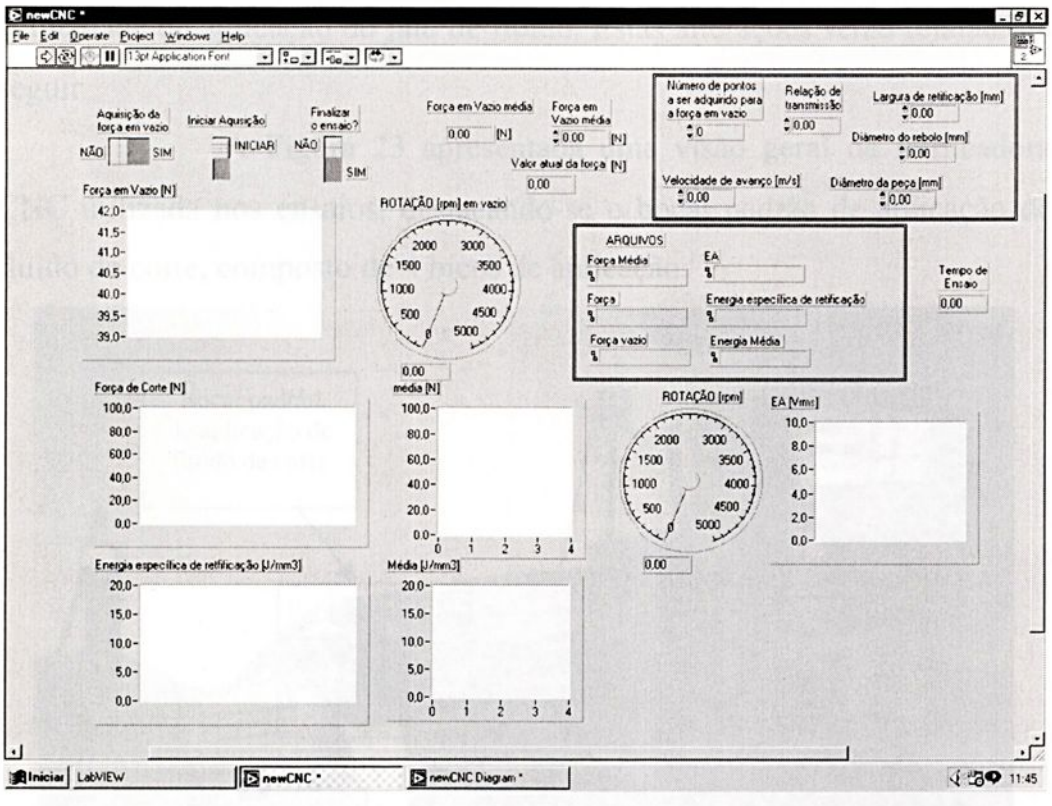


FIGURA 22 – Tela principal do programa desenvolvido para aquisição, em tempo real, da força tangencial de corte , emissão acústica e energia específica de retificação

Todavia, após a realização de testes preliminares, verificou-se a impossibilidade da medição da energia específica de retificação, em virtude de problemas ocorridos com o encoder, o qual apresentava interrupções de funcionamento, devido à excessiva umidade, decorrente da névoa gerada nos ensaios.

3.3.1.2 Alterações na parte mecânica do banco de ensaios

O sistema de aplicação do fluido de corte da retificadora CNC foi alterado, visando-se possibilitar a utilização de uma relação unitária entre a velocidade periférica do rebolo (velocidade de corte) e a

velocidade de aplicação do jato de fluido. Estas alterações serão relatadas a seguir.

A Figura 23 apresentada uma visão geral da retificadora CNC utilizada nos ensaios, destacando-se o bocal padrão de aplicação de fluido de corte, composto de 4 bicos de aplicação.

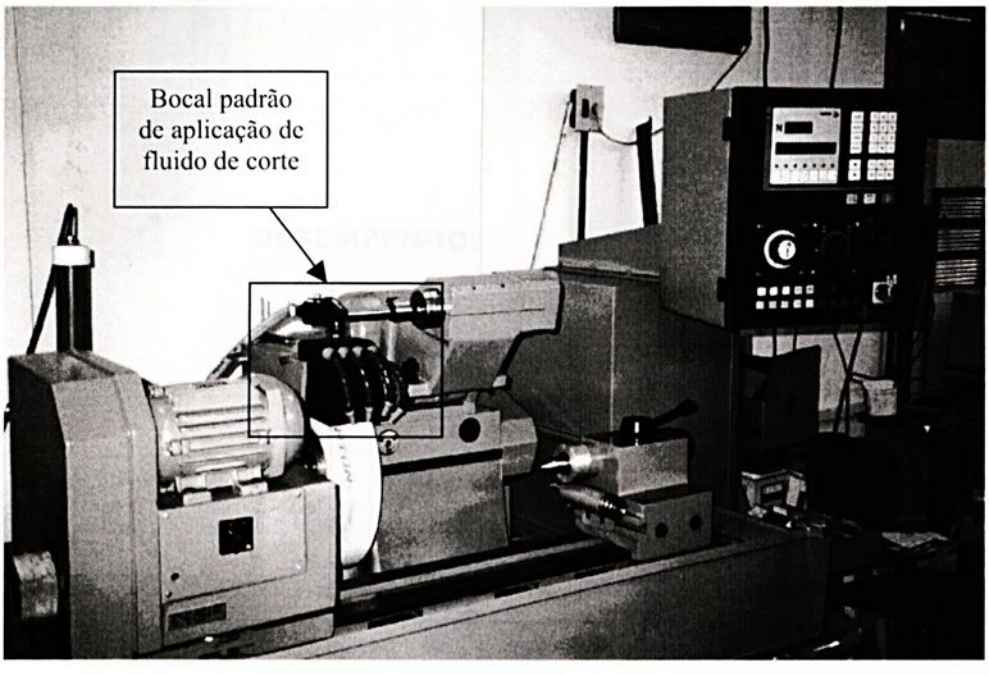


FIGURA 23 – Retificadora cilíndrica externa de mergulho, CNC, da marca SULMECÂNCIA, modelo RUAP 515 H-CNC; em detalhe, o bocal padrão de aplicação de fluido de corte

O sistema de aplicação de fluido de corte inicial era composto dos seguintes itens:

a) Uma bomba centrífuga de imersão, modelo UBP-175, potência 1/6 cv, cuja vazão máxima teórica é de 3.000 l/h, para testes realizados em água. A Figura 24 apresenta a bomba UBP-175 e sua curva de desempenho.

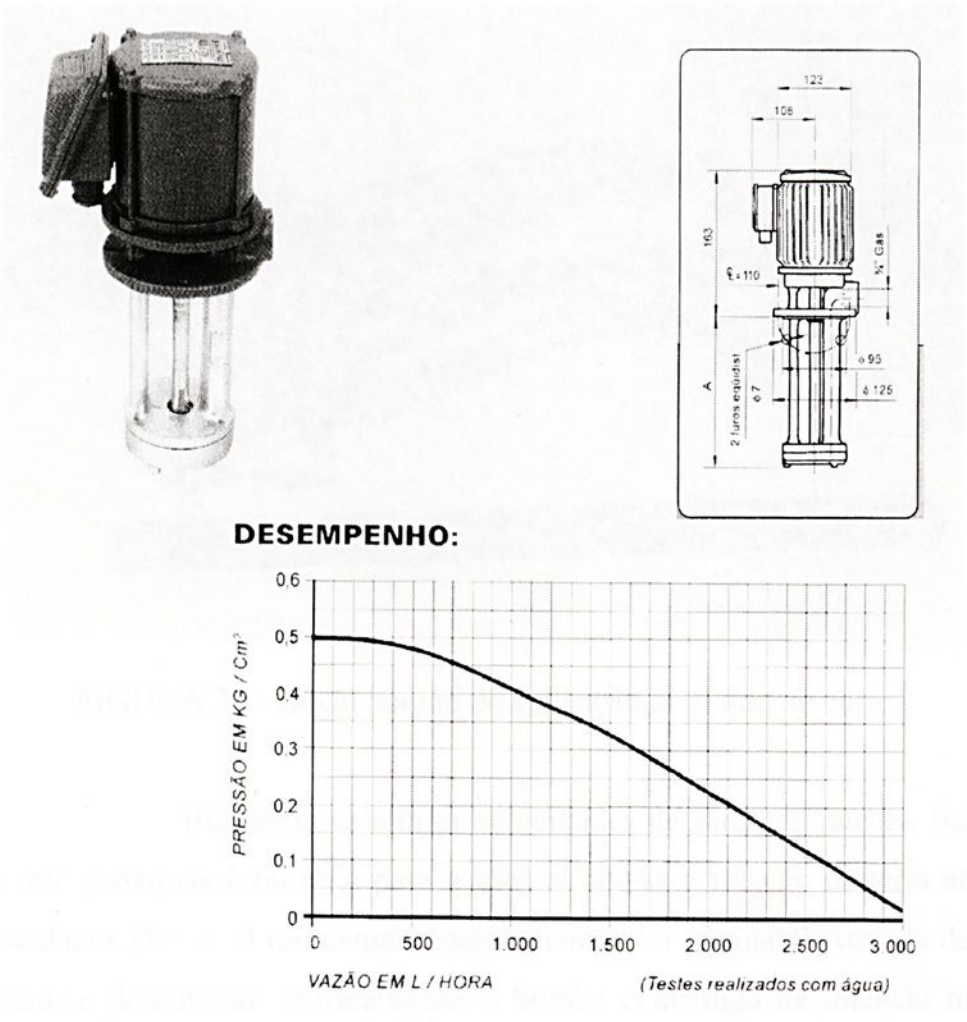


FIGURA 24 - Bomba centrífuga de imersão, modelo UBP-175 (A=175 mm) (Usitec, 1999)

b) Mangueira plástica transparente de 15,88 mm de diâmetro, marca Spiraflex, com 1,9 m de comprimento, utilizada no recalque do fluido de corte.

c) Um reservatório para fluido de corte, com capacidade de 120 litros

d) Um registro de esfera, 12,7 mm, marca MAZZA.

e) Bicos de aplicação, conforme apresentado na Figura 25.

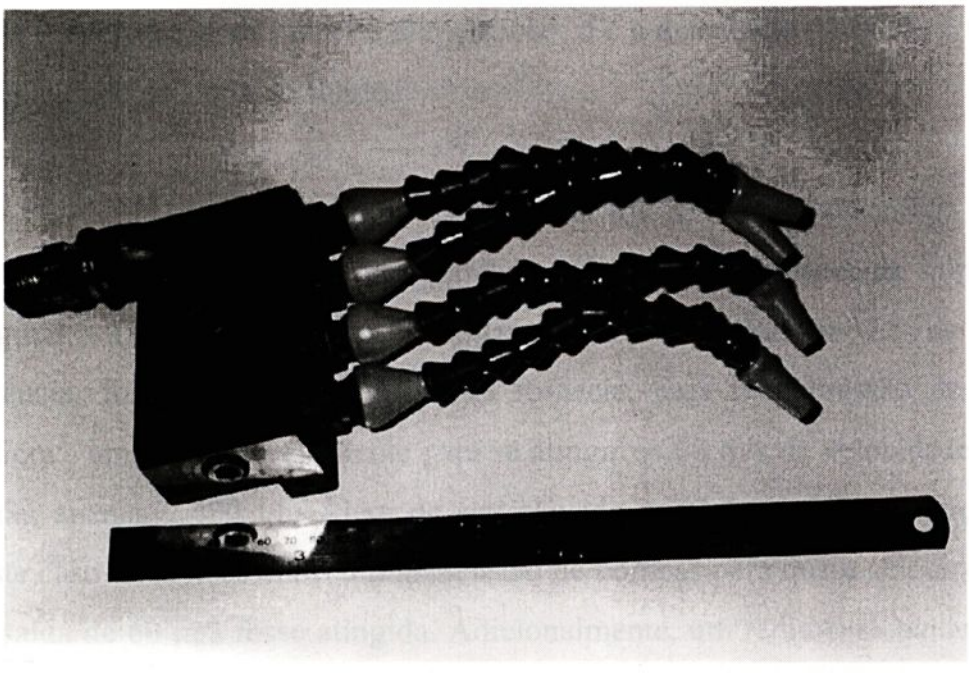


FIGURA 25 - Bocal padrão de aplicação de fluido de corte

Buscando-se atingir velocidades de saída do jato de fluido de corte próximas à 60 m/s, para a qual atinge-se a relação unitária entre velocidades (V* = 1) um estudo complementar foi efetuado. Através deste buscou-se determinar, teoricamente, a bomba centrífuga de imersão mais adequada para a ordem de grandeza das velocidades desejada, em função da densidade e viscosidade dos fluidos de corte a serem utilizados.

Neste ponto verificou-se que, devido à limitações técnicas, não seria possível atingir-se a relação unitária entre a velocidade de saída do jato (v_j) e a velocidade de corte (v_s). Segundo Webster (1999), utilizando-se a eq. (6), seria necessário uma bomba com pressão máxima de 16 kgf/cm^2, com uma vazão máxima teórica de 6.100 litros por hora, quando da utilização do fluido de maior densidade.

$$P \approx 0{,}5 . \rho . v_j^2 \qquad (6)$$

onde P é a pressão na linha de alimentação, ρ é a densidade do fluido e v_j é a velocidade de saída do fluido.

Uma das possíveis opções foi a bomba centrífuga de imersão UBW – alta pressão, fabricada pela mesma empresa da bomba original, "USITEC". Porém, a utilização desta bomba, de 7,5 cv de potência, foi descartada, já que esta fornecia, para uma pressão de 16 kgf/cm^2, uma vazão insuficiente para se atingir os 60 m/s de velocidade de saída: apenas 2.400 l/h. Além de seu elevado custo inicial de aquisição, neste caso seria necessário um associação de bombas para que a velocidade de saída de 60 m/s fosse atingida. Adicionalmente, um redimensionamento do reservatório de fluido de corte deveria ser efetuado. Este evitaria o aquecimento excessivo do fluido e garantiria um nível mínimo do mesmo para o funcionamento das bombas, levando-se em conta o tempo de retorno do fluido para o reservatório.

Descartada a possibilidade da aplicação do fluido a 60 m/s, dentre as bombas disponíveis, optou-se pela utilização de uma bomba que fornecesse a maior velocidade de saída do jato, para os fluidos a serem testados. Neste caso, fixou-se a utilização de uma única bomba, instalada no reservatório de fluido de corte original da máquina.

Sendo assim, adotou-se a bomba fornecida pelo mesmo fabricante da bomba centrífuga inicial, a UBJ-5, com 5 estágios, potência de 3 cv, vazão máxima teórica de 10.000 l/h e máxima pressão de trabalho de 5,5 kgf/cm^2, marca USITEC. A expectativa inicial quando da utilização desta bomba foi atingir-se velocidades máximas da ordem de 30 m/s.

O novo sistema de aplicação de fluido de corte inicial é composto dos seguintes itens:



a) Uma bomba centrífuga de imersão, modelo UBJ-5, potência 3 cv, cuja vazão máxima teórica é de 10.000 l/h, para testes realizados em água. A Figura 26 apresenta a bomba UBJ-5 e sua curva de desempenho.

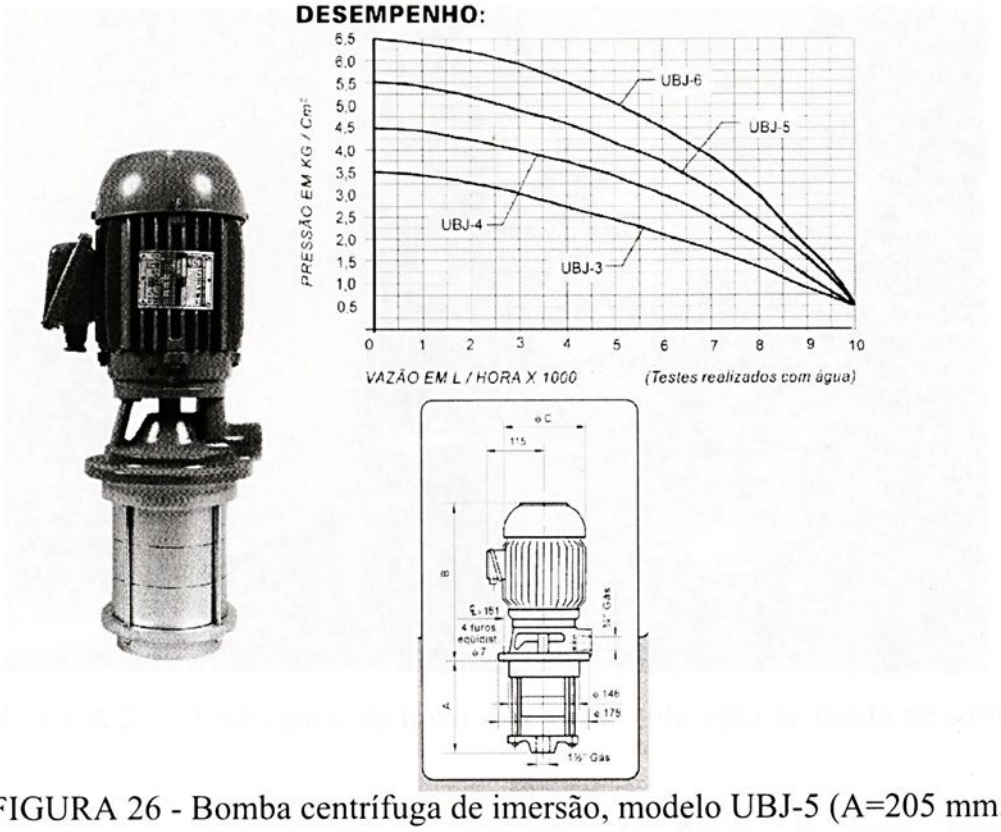


FIGURA 26 - Bomba centrífuga de imersão, modelo UBJ-5 (A=205 mm; B=300 mm e ϕC=188 mm) (Usitec, 1999)

b) Mangueira plástica transparente de 25,4 mm de diâmetro, marca Spiraflex, com 1,9 m de comprimento, utilizada no recalque do fluido de corte.

c) Um reservatório para fluido de corte, com capacidade de 120 litros.

d) Um registro de esfera, 12,7 mm, marca MAZZA.

e) Um manômetro marca Record, 0-10 bar, com glicerina, diâmetro de 63 mm.

f) Bico de aplicação de fluido de corte.

A Figura 27 apresenta uma visão geral do novo sistema de aplicação de fluido de corte, já posicionado na retificadora CNC.

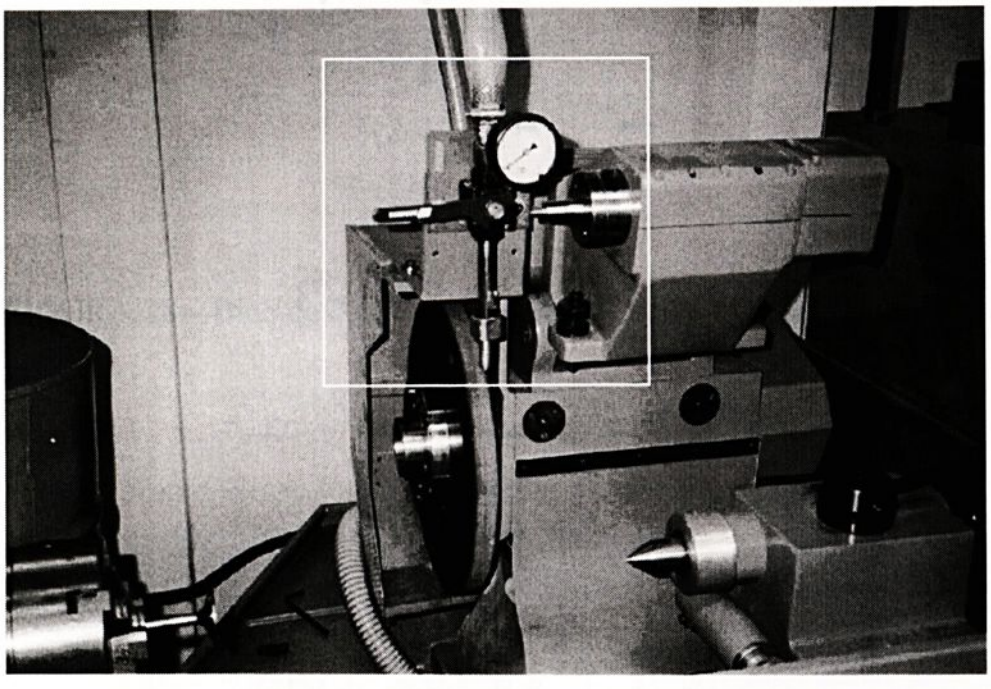


FIGURA 27 – Visão geral do novo sistema de aplicação de fluido de corte

Três bicos de aplicação de fluido de corte foram desenvolvidos, em latão, para posterior teste, com diferentes diâmetros de saída D_n (Webster, 1995), conforme apresentado nas Figuras 28 a 30.

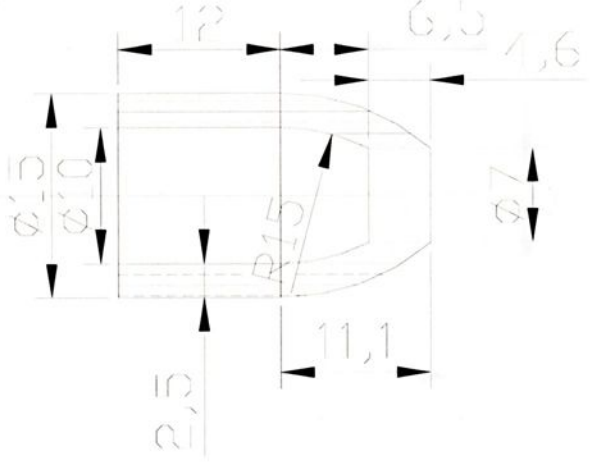


FIGURA 28 – Bico de 7 mm de diâmetro de saída – dimensões básicas

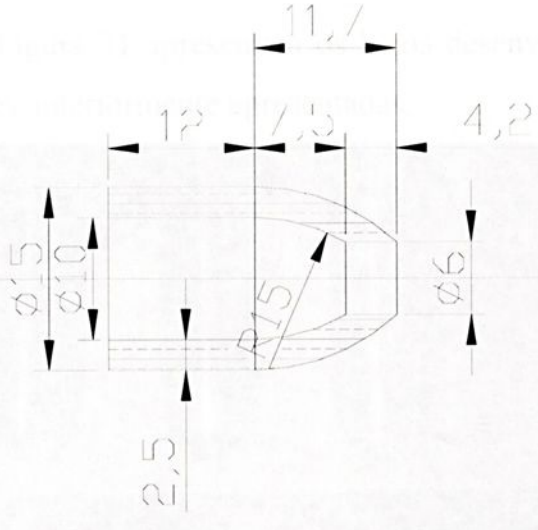


FIGURA 29 – Bico de 6 mm de diâmetro de saída – dimensões básicas

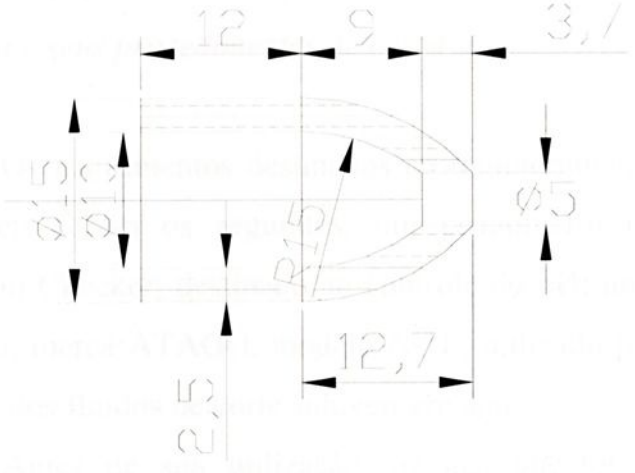


FIGURA 30 – Bico de 5 mm de diâmetro de saída – dimensões básicas

A Figura 31 apresentam os bicos desenvolvidos em latão, conforme dimensões anteriormente apresentadas.

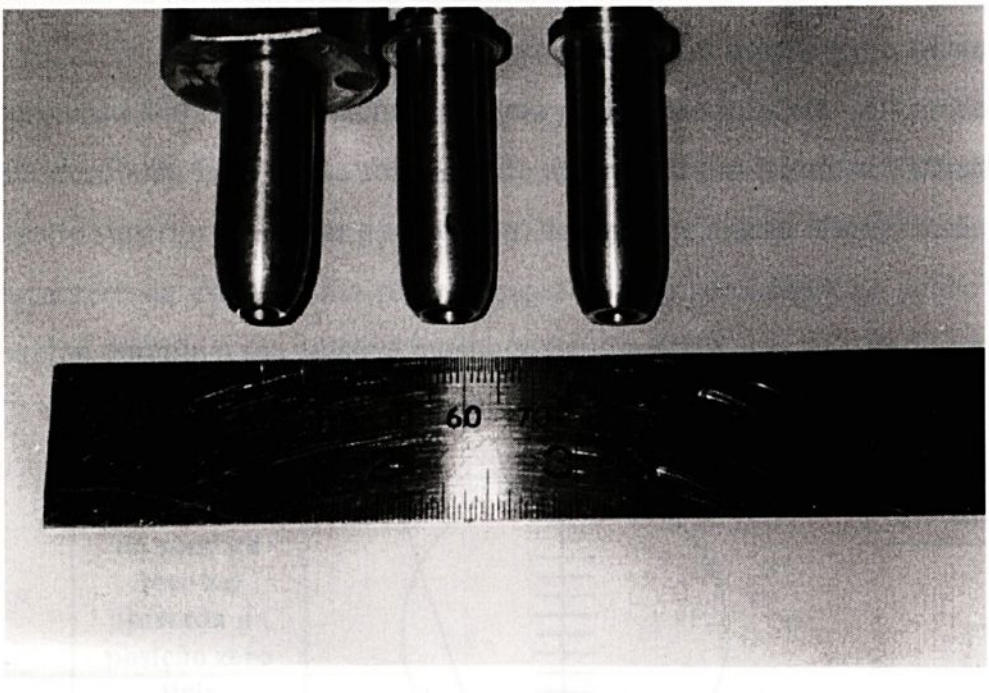


FIGURA 31 – Bicos para aplicação de fluido de corte (da esquerda para direita: bicos de 5, 7 e 6 mm de diâmetro de saída

3.3.2 Aparelhos utilizados na medição da concentração e pH dos fluidos solúveis em água e seus procedimentos de calibração

Os instrumentos destinados ao monitoramento dos fluidos de corte solúveis foram os seguintes: um peagômetro portátil marca HANNA, modelo Checker, destinado ao controle do pH; um refratômetro manual de bolso, marca ATAGO, modelo N-1E, utilizado para a medição da concentração dos fluidos de corte solúveis em água

Antes de sua utilização, os instrumentos utilizados no monitoramento do fluidos de corte solúveis foram calibrados no Laboratório de Química, da UNESP, em Bauru. Para calibração do peagômetro portátil utilizou-se duas soluções tampão, com pH 4 e 7. O ajuste do valor lido no aparelho foi efetuado através de um parafuso localizado na parte superior do aparelho, em função da solução utilizada.

Para a calibração do refratômetro foi necessário o ajuste da intersecção entre a parte escura e a clara na posição 0 %brix, utilizando-se água destilada. Este ajuste foi efetuado através de um parafuso localizado na parte superior da ocular do aparelho, devendo-se ajustar a intersecção na marca zero da escala. Uma representação do que se observa na ocular do aparelho durante o seu ajuste é mostrado na Figura 32.

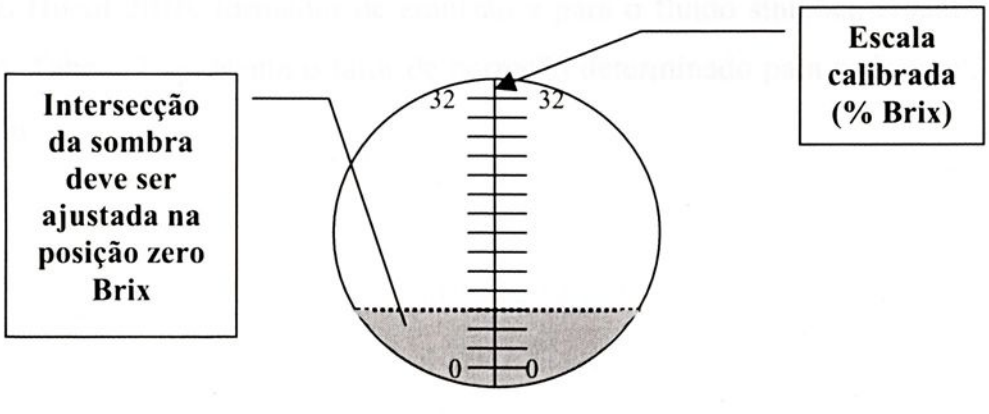


FIGURA 32 – Calibração do refratômetro manual

Segundo Runge & Duarte (1990), o uso do refratômetro é o meio mais rápido para determinar-se a concentração de emulsões e soluções. O refratômetro adquirido é um modelo universal, sendo que este requer o preparo de uma curva de calibração (ou a determinação de um fator de correção) para cada tipo de fluido de corte a ser testado. Sendo assim, antes da utilização do aparelho, é necessário checar os resultados encontrados em relação a uma emulsão/solução de concentração conhecida. Desta forma, determina-se o fator de correção necessário para a leitura correta do valor da concentração.

Para cada um dos três tipos de fluidos de corte solúveis testados nesta pesquisa foram determinados os seus fatores de correção. O procedimento adotado para a determinação deste fator de correção é apresentado a seguir:

Inicialmente, preparou-se para o fluido Hocut B80-S uma emulsão de concentração conhecida, 10%, à temperatura ambiente, introduzindo-se 90 ml de água comum em um balão volumétrico de 100 ml e, posteriormente, 10 ml de concentrado, utilizando-se uma pipeta volumétrica de 10 ml. Após agitação e formação da emulsão, uma quantidade da emulsão é introduzida no refratômetro, sendo efetuada a leitura do valor correspondente. Este mesmo procedimento foi adotado para o fluido Hocut 2010, formador de emulsão e para o fluido sintético Hocut 4110. A Tabela 2 apresenta o fator de correção determinado para cada tipo de fluido

Tabela 2 - Fator de correção determinado para cada tipo de fluido de corte solúvel em água

Tipo de fluido	Valor da concentração lido no refratômetro (%Brix)	Valor da concentração da emulsão ou solução padrão (%Brix)	Fator de correção a ser multiplicado na leitura de emulsão/solução de concentração desconhecida
Hocut B 80-S	9,0	10	1,11
Hocut 2010	8,4	10	1,19
Hocut 4110	4,0	10	2,50

3.3.3 Escolha do bico utilizado nos ensaios laboratoriais e a determinação das velocidades de saída para cada tipo de fluido testado

Para a determinação da velocidade real de saída do jato de fluido de corte, um dispositivo para a medição da vazão fornecida pelo sistema foi desenvolvido. Este possibilitou a determinação da velocidade de saída do jato (v_j) [m/s], já que a área de saída do bocal é conhecida (A_b) [m^2], através da eq. (7):

$$v_j = Q / A_b \tag{7}$$

onde Q é a vazão em m^3/s

O dispositivo para a medição da vazão constitui-se de um tambor de 55 litros, graduado para 45 litros, com divisões de 5 litros. Este possui um registro de retorno de fluido de corte, um tubo de visualização de nível e um suporte de fixação do mesmo sobre o reservatório.

A medição da vazão do sistema foi efetuada da seguinte forma: após um período inicial de funcionamento, o jato de fluido de corte era direcionado para o interior do reservatório, conforme mostrado na Figura 33.

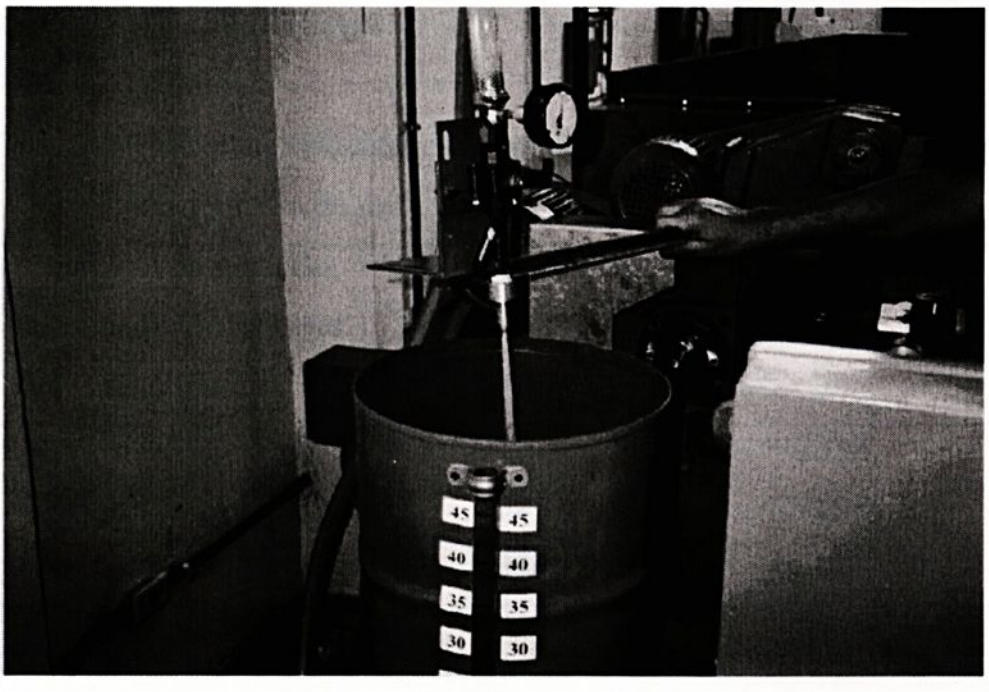


FIGURA 33 – Medição da velocidade de saída do jato de fluido de corte

Através do princípio dos vasos comunicantes, o mesmo nível interno é apresentado no capilar (tubo de acrílico) externo, já calibrado. Quando o nível interno do reservatório atingia o marco zero acionava-se o cronômetro. Determinava-se então o tempo necessário até ser atingido um volume pré-estabelecido. Calculava-se a vazão dividindo-se o volume obtido pelo tempo decorrido. Finalizada a aferição, liberava-se a válvula de borboleta no interior do tambor, e retornava-se o fluido ao reservatório.

Utilizando-se o fluido de corte Hocut 4110, o qual tem a menor viscosidade dentre os testados, verificou-se quais seriam as máximas vazões a serem obtidas em função do diâmetro de saída do bico, na

condição de máxima vazão (registro de esfera totalmente aberto). Sendo assim, para cada um dos três bicos (5, 6 e 7 mm), utilizando-se o procedimento de determinação da velocidade acima descrito, foram obtidos os seguintes valores de velocidade de saída do jato (v_j) e vazão de fluido (Q), apresentados na Tabela 3:

Tabela 3 - Máximas velocidades de saída e vazões de fluido de corte em função do diâmetro de saída do bico (em destaque o bico adotado).

Diâmetro de saída do bocal de fluido de corte (D_d) [mm]	Velocidade de saída do jato (v_j) [m/s]	Vazão de fluido (Q) [l/h]
5	33	2330
6	**32**	**3290**
7	30	4110

Através dos resultados obtidos na Tabela 3, verificou-se que não houve diferença significativa entre os valores de velocidade de saída do jato com a variação do diâmetro. Todavia, as diferenças nas vazões obtidas para os mesmos eram significantes, sendo que a menor vazão (bico de 5 mm) apresentava o maior valor de pressão de aplicação de fluido de corte, da mesma forma que o bico de 7 mm, o de maior vazão, apresentava a menor pressão de saída.

Com o intuito de evitar-se a queima superficial da peça, dever-se-ia adotar um valor que propiciasse uma vazão abundante e uma pressão de aplicação adequada. Desta forma, o bico de **6 mm** foi o que apresentou o melhor conjunto pressão-vazão, sendo este então o adotado.

Conforme já relatado, comprovou-se a impossibilidade de ser atingida a relação unitária de velocidades, em função dos requisitos técnicos da bomba de fluido de corte, comprovando as indicações de

Webster (1999). Após ter sido escolhido o bico com diâmetro de saída de 6 mm, foram medidas 4 velocidades de saída para cada tipo de fluido de corte a ser testado. Estas quatro condições foram obtidas restringindo a passagem de fluido de corte pelo registro de esferas de 12,7 mm, sendo estas: registro totalmente aberto, e três posições decrescentes de vazão. Na Tabela 4 são apresentados os valores de (v_j) obtidos, além da vazão de fluido de corte e a pressão correspondente na linha de alimentação do fluido, já que o manômetro encontrava-se instalado antes do registro que controlava o fluxo de fluido.

Tabela 4 – Valores de velocidade de saída do jato, pressão e vazão (condição 1 a 4: máxima para mínima vazão)

Fluido	**Condição 1**			**Condição 2**		
	Pressão [bar]	**Vazão [l/s]**	**Velocidade v_j [m/s]**	**Pressão [bar]**	**Vazão [l/s]**	**Velocidade v_j [m/s]**
Emulsão mineral	4,4	0,95	34	4,6	0,77	27
Emulsão vegetal	4,4	0,98	34	4,6	0,75	26
Solução	4,4	0,91	32	4,6	0,77	27
Óleo de corte	3,8	0,87	31	4,0	0,74	26
Fluido	**Condição 3**			**Condição 4**		
	Pressão [bar]	**Vazão [l/s]**	**Velocidade v_j [m/s]**	**Pressão [bar]**	**Vazão [l/s]**	**Velocidade v_j [m/s]**
Emulsão mineral	5,0	0,51	18	5,4	0,28	10
Emulsão vegetal	5,0	0,50	17	5,4	0,20	7
Solução	5,0	0,51	18	5,4	0,27	8
Óleo de corte	4,4	0,49	17	4,8	0,20	7

Buscando-se alterações significativas das velocidades de aplicação do jato de fluido de corte, para os ensaios laboratoriais de análise dos desempenho dos fluidos, adotou-se as seguintes condições apresentadas na Tabela 4: 1, 3 e 4. Desta forma obteve-se valores de V* iguais à 0,1, 0,3 e 0,5, respectivamente, sendo possível praticamente duplicar v_j em cada condição adotada.

3.3.4 Preparo dos corpos-de-prova

Inicialmente vislumbrou-se a possibilidade da retificação da sede da válvula propriamente dita. Os ajustes necessários na retificadora a ser utilizada nesta pesquisa já haviam sido efetuados. Todavia, após contato com o CCDM em São Carlos, local onde seriam realizados os testes de tensão residual, entendeu-se que a alteração do formato do corpo-de-prova, passando-se da válvula propriamente dita para um de formato cilíndrico, ambos confeccionados do mesmo material, representaria uma melhor confiabilidade e precisão dos resultados a serem obtidos. Estas conclusões basearam-se em testes de tensão residual previamente realizados com as válvulas acima mencionadas. O plano inclinado que representa a sede da válvula, apresentado na Figura 34, resulta em complicações técnicas quando do ajuste do difratômetro, levando à imprecisões quanto à definição de um plano perfeitamente perpendicular ao plano da sede da válvula. Além disso, o método desenvolvido para a análise dos resultados quando da retificação das válvulas propriamente dita apresentou-se não muito satisfatório, com grandes dispersões em medições consecutivas na mesma região analisada.

cm 1 2 3 4 5 6 7 unesp 11 12 13 14 15 16 17 18

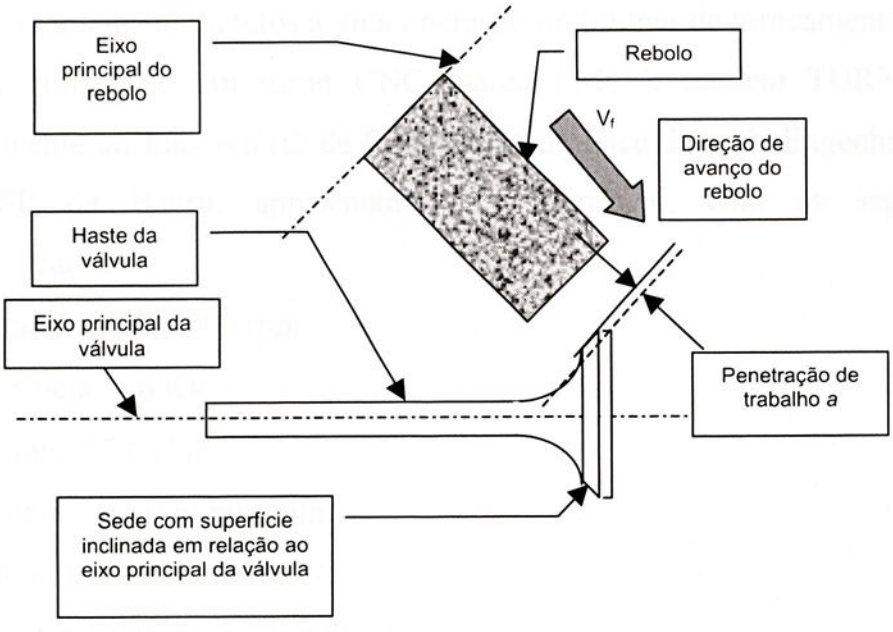


FIGURA 34 – Representação esquemática da retificação da sede da válvula

Sendo assim, optou-se por um novo formato do corpo-de-prova, doados pela empresa TRW, em seu estado bruto, sendo que o material dos mesmos é o aço inoxidável SAE HVN-3, com dureza média de 60HRc, cujas dimensões são apresentadas na Figura 35, permitindo-se a retificação na configuração normal (eixos do rebolo e da peça paralelos):

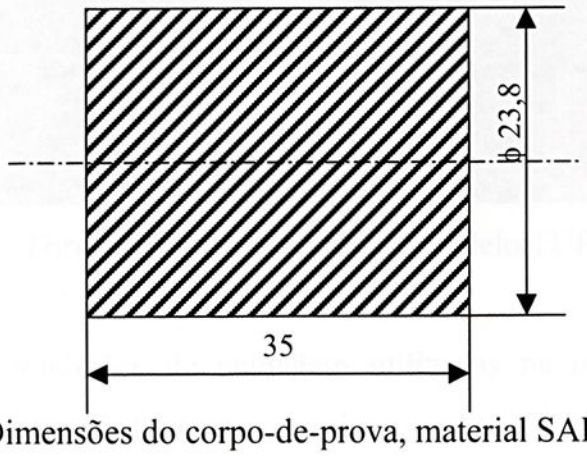


FIGURA 35 – Dimensões do corpo-de-prova, material SAE HVN-3, temperado e revenido (60 HRc)

Devido aos erros geométricos dos corpos de prova, os mesmos foram submetidos a uma operação preliminar de torneamento. Para tanto, utilizou-se um torno CNC marca EMCO, modelo TURN 120, pertencente ao Laboratório de CAD/CAM da Faculdade de Engenharia da UNESP de Bauru, apresentado na Figura 36, com as seguintes especificações:

- rotação: 150-4.000 rpm;
- potência: 2,6 Kw;
- torque: 17,6 N.m;
- avanço: 1-2.000 mm/min;
- força de avanço: 2.000 N;
- precisão: 0,001 mm (0,0001")



FIGURA 36 – Torno CNC, marca EMCO, modelo TURN 120

As condições de usinagem utilizadas na confecção dos corpos-de-prova foram as seguintes:

- velocidade de corte: 67 m/min;

- avanço: 50 mm/min;

O fluido de corte, a pastilha e o suporte utilizados foram os seguintes, respectivamente: emulsão convencional 5%, CCMT 09 T3 08 – UR e SCLCL 1212 D09.

3.3.5 Afiação dos rebolos convencional e superabrasivo

A Figura 37 apresenta a operação e os parâmetros de dressagem envolvidos.

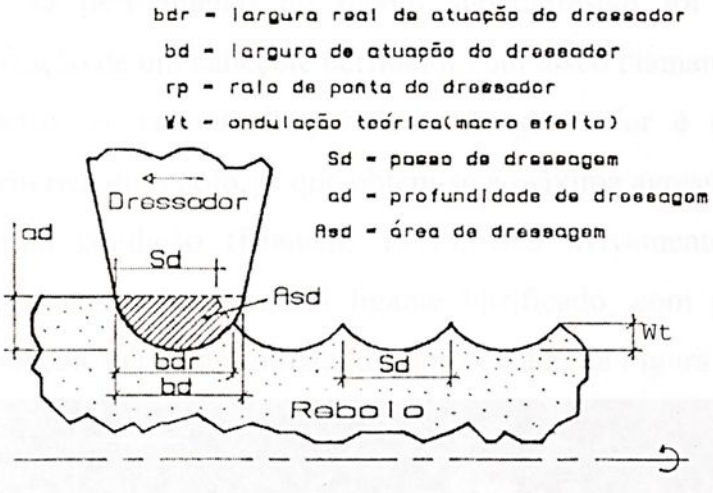


FIGURA 37 – Região de contato dressador / rebolo (Oliveira, 1988)

Antes de cada ensaio, visando-se a obtenção de rugosidades (R_a) em torno de 0,3 μm, o rebolo convencional de óxido de alumínio foi dressado com grau de recobrimento (U_d = 8) (Bianchi, 1990). Este U_d é o utilizado no processo industrial, na empresa TRW do Brasil, já que deve-se garantir a rugosidade em torno do valor citado. Obteve-se desta forma uma dressagem fina, onde o macroefeito, por ser quase inexistente, não exerce

influência na capacidade de remoção de material e o microefeito é pouco agressivo. O grau de recobrimento é determinado segundo a eq. (8):

$$U_d = b_d / S_d \quad (8)$$

onde: b_d é a largura de atuação do dressador e S_d é o passo de dressagem.

O valor de b_d do dressador de ponta única utilizado nesta pesquisa foi medido utilizando-se um projetor de perfis, sendo este igual a 0,213 mm. A profundidade de dressagem (a_d) utilizada foi de 0,04 mm.

O perfilamento do rebolo superabrasivo foi executado através da utilização de um cabeçote perfilador com disco diamantado de 65 mm de diâmetro. A velocidade periférica do dressador é de 0,7 da velocidade periférica do rebolo, já que obtém-se a máxima agressividade do rebolo para esta condição (Bianchi, 1992). Seu avivamento não foi efetuado, já que este rebolo possui ligante vitrificado, com porosidade induzida. O cabeçote perfilador utilizado é apresentado na Figura 38.

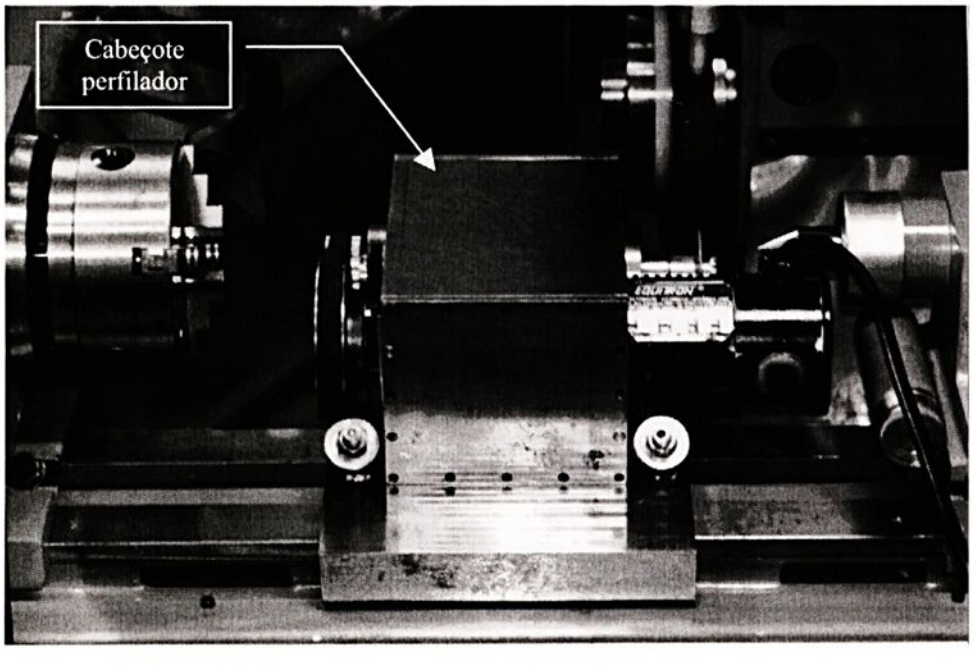


FIGURA 38 – Cabeçote perfilador utilizado, fixado sobre a retificadora

3.3.6 Classificação dos ensaios

Conforme apresentado na Figura 39, na ramificação final do quadro tracejado, estão descritos os 24 ensaios. Estes referem-se relativos a cada combinação ferramenta, fluido e velocidade de aplicação, mantendo-se fixa uma condição de usinagem para todos os ensaios, a qual reproduz aquela utilizada hoje no processo industrial (Ex.: Ensaio 1 – rebolo convencional; fluido integral; v_j (1)). Na mesma Figura 39, abaixo do quadro tracejado, são apresentadas as variáveis de saída medidas para cada ensaio.

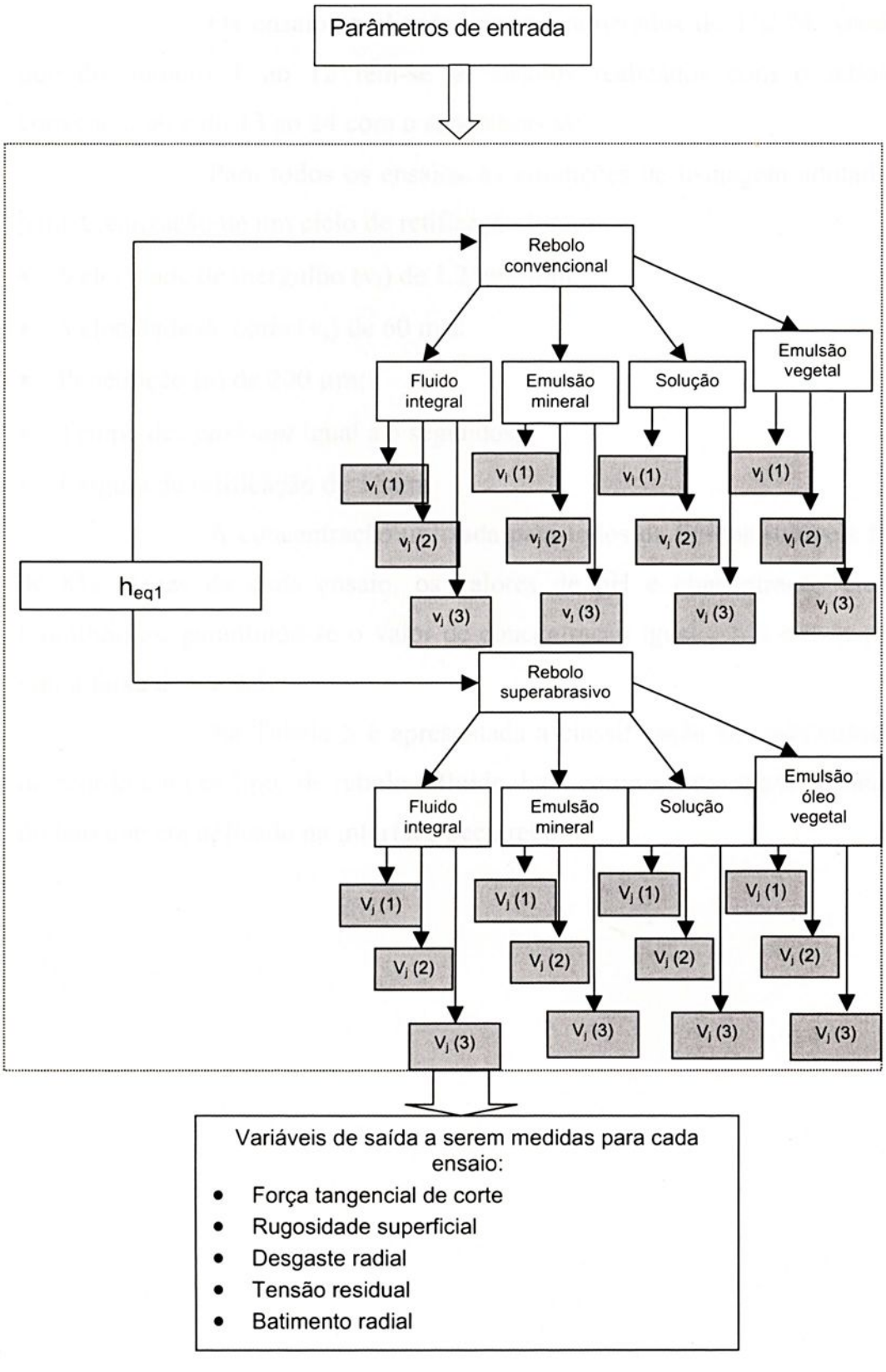


FIGURA 39 – Fluxograma dos ensaios

Os ensaios realizados foram numerados de 1 a 24, sendo que do número 1 ao 12 tem-se os ensaios realizados com o rebolo convencional e do 13 ao 24 com o superabrasivo.

Para todos os ensaios, as condições de usinagem adotadas para a realização de um ciclo de retificação foram:

- Velocidade de mergulho (v_f) de 1,2 mm/min;
- Velocidade de corte (v_s) de 60 m/s;
- Penetração (a) de 200 μm;
- Tempo de *spark-out* igual a 5 segundos;
- Largura de retificação de 15mm

A concentração utilizada para todos os fluidos solúveis foi de 8%. Antes de cada ensaio, os valores de pH e concentração eram monitorados, garantindo-se o valor de concentração igual a 8% e o de pH numa faixa de 9 a 9,5.

Na Tabela 5 é apresentada a classificação de cada ensaio, de acordo com os tipos de rebolo e fluido, bem como a velocidade de saída do jato que era aplicado na interface peça-rebolo.

Tabela 5 – Tabela com a classificação de cada ensaio.

Código do ensaio	Tipo de rebolo	Tipo de fluido de corte	Velocidade do jato (v_j) [m/s]
E1	Convencional	Emulsão mineral	34,0
E2	Convencional	Emulsão mineral	18,0
E3	Convencional	Emulsão mineral	10,0
E4	Convencional	Emulsão vegetal	34,0
E5	Convencional	Emulsão vegetal	18,0
E6	Convencional	Emulsão vegetal	8,0
E7	Convencional	Solução	10,0
E8	Convencional	Solução	18,0
E9	Convencional	Solução	33,0
E10	Convencional	Óleo de corte	7,0
E11	Convencional	Óleo de corte	17,0
E12	Convencional	Óleo de corte	31,0
E13	Superabrasivo	Óleo de corte	7,0
E14	Superabrasivo	Óleo de corte	17,0
E15	Superabrasivo	Óleo de corte	31,0
E16	Superabrasivo	Solução	8,0
E17	Superabrasivo	Solução	18,0
E18	Superabrasivo	Solução	34,0
E19	Superabrasivo	Emulsão vegetal	10,0
E20	Superabrasivo	Emulsão vegetal	18,0
E21	Superabrasivo	Emulsão vegetal	33,0
E22	Superabrasivo	Emulsão mineral	10,0
E23	Superabrasivo	Emulsão mineral	18,0
E24	Superabrasivo	Emulsão mineral	34,0

3.4 Procedimentos de ensaio e pós-ensaio

3.4.1 Procedimentos iniciais

O primeiro procedimento adotado antes do início de cada ensaio, era a verificação dos valores de concentração e pH para cada fluido (exceto para o óleo de corte). Caso os mesmos não estivessem nas

condições desejadas, procedimentos de correção eram adotados, até que se atingisse os valores pré-estabelecidos de pH e concentração.

A ferramenta convencional ou superabrasiva era dressada ou perfilada, respectivamente, dependendo do ensaio a ser realizado.

O sistema de aquisição era preparado para o início dos ensaios.

3.4.2 Procedimentos de retificação

Efetuada a dressagem ou perfilamento, separava-se os 7 corpos-de-prova que seriam utilizadas nesse ensaio. Prendia-se o primeiro corpo-de-prova na placa de três castanhas da retificadora cilíndrica CNC, e ajustava-se o programa da máquina. Esta, preliminarmente, efetuava uma passada corretiva sobre a superfície da peça, a fim de que a mesma atingisse um diâmetro de 23,8 mm, dimensão-padrão utilizada para todos os corpos-de-prova retificados. Ajustava-se então a velocidade do jato desejada para o ensaio, com a utilização do registro de esferas, e do manômetro posicionado na linha de alimentação de fluido de corte, conforme Figura 40.

unesp

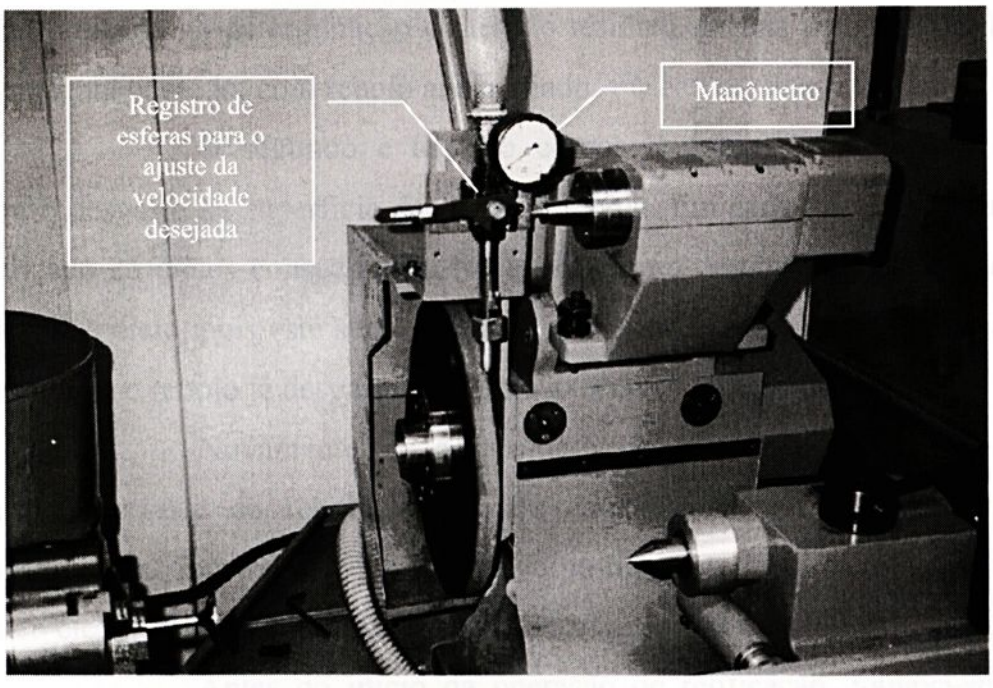


FIGURA 40 – Registro de esferas e manômetro utilizados para se ajustar a velocidade de aplicação de fluido de corte.

Em seguida, dependendo da operação a ser efetuada (ciclo único para posterior medição da tensão residual ou 25 ciclos consecutivos) executava-se o programa CNC específico.

Preparava-se paralelamente o computador, executando-se o programa de aquisição das variáveis desenvolvido, para que esse, no exato momento em que se acionasse a retificadora, obtivesse os valores da força de corte e da rotação instantânea do rebolo.

No intuito de verificar-se a influência do desgaste do rebolo nas variáveis de saída medidas, cada ensaio era composto da retificação de 7 corpos-de-prova.

No primeiro corpo-de-prova efetuava-se um único ciclo de retificação, no qual removia-se 0,4 mm no diâmetro da peça, com velocidade de mergulho (v_f) de 1,2 mm/min, velocidade de corte (v_s) de 60 m/s e tempo de *spark-out* igual a 5 segundos. Posteriormente, esta peça

seria utilizada na determinação da tensão residual, gerada pelo par fluido-ferramenta adotado, com rebolo ainda afiado.

O segundo e terceiro corpos-de-prova seriam utilizados para o desgaste da superfície de corte do rebolo. Em cada um deles foram realizado 25 ciclos consecutivos. No quarto corpo-de-prova seria efetuado um único ciclo, pois este seria utilizado para a medição da tensão residual, agora com o rebolo já desgastado, após a execução de 52 ciclos.

Novamente, os corpos-de-prova 5 e 6 seriam utilizados para o desgaste do rebolo, sendo em cada um executados 25 ciclos consecutivos. Finalmente, no sétimo corpo-de-prova seria executado um único ciclo para a medição da tensão residual após 103 ciclos.

Antes do início da operação de retificação, tomava-se o cuidado de vedar a retificadora, da melhor forma possível, para que ao se iniciar o processo de corte, houvesse a menor perda possível de fluido de corte para o ambiente.

Na Figura 41, têm-se a visualização do início do ciclo de usinagem, destacando-se a coerência do jato de fluido de corte.

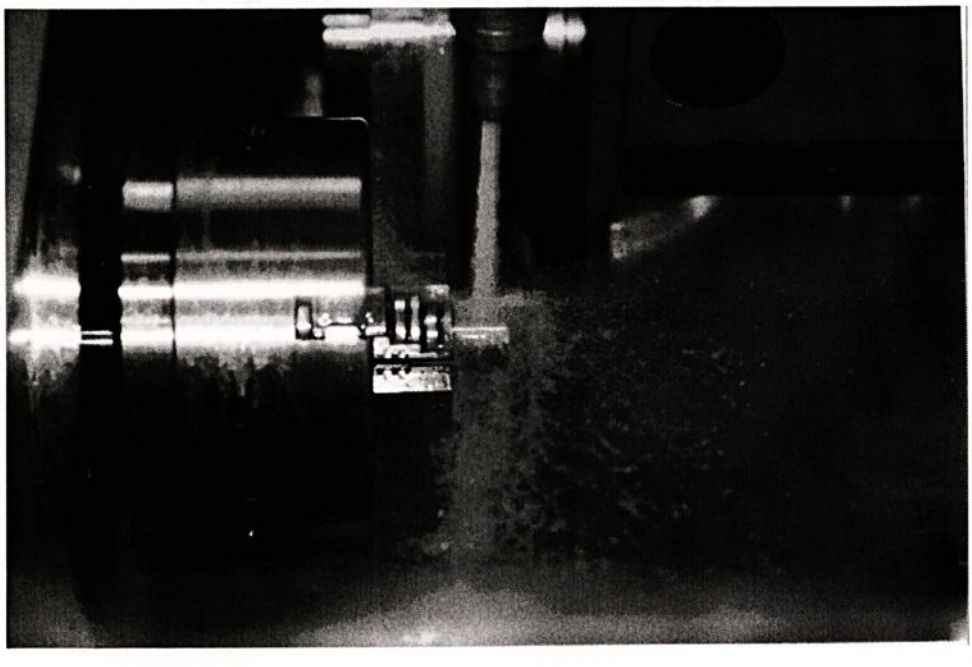


FIGURA 41 – Comportamento do jato de fluido de corte

Na Figura 42, pode-se notar como era difícil a visualização da operação de retificação, devido as grandes velocidades de saída do fluido, as quais foram utilizadas no processo.



FIGURA 42 – Visualização da zona de retificação

Ao final da retificação de um corpo-de-prova, interrompia-se momentaneamente o programa de aquisição de dados no computador e o programa CNC da máquina, partindo-se então para as posteriores medições das variáveis de saída.

3.4.3 Procedimentos pós-retificação, durante a execução de um ensaio

Os procedimentos subseqüentes à retificação de cada corpo-de-prova, dentro de um mesmo ensaio, seguiam sempre uma rotina básica, abaixo descrita:

Efetuava-se a limpeza do corpo-de-prova com uma flanela. Primeiramente, com a ajuda de um micrômetro, media-se o diâmetro final da peça comparando-o com o valor esperado.

Após ter sido medido o diâmetro final da peça, prosseguia-se para a medição do batimento radial de cada corpo-de-prova recém retificado. Para isto, utilizava-se um medidor de deslocamento marca TESA, modelo TesaTronic TT10, com resolução de 0,1 μm. A Figura 43, ilustra a medição do batimento radial.

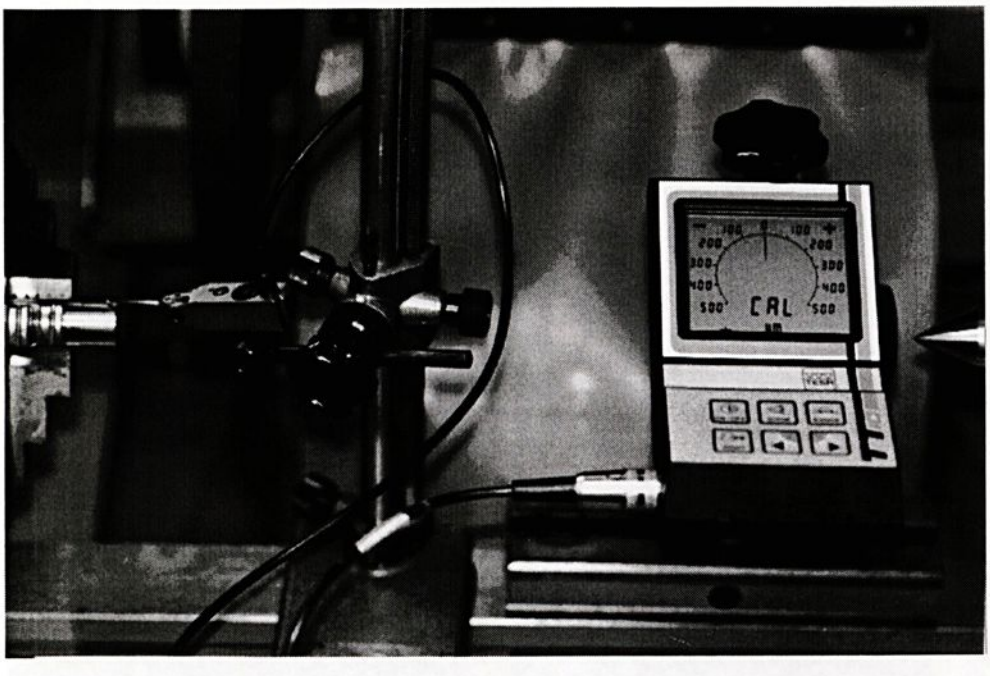


FIGURA 43 – Medição do batimento radial da peça

3.4.4 Procedimentos pós-retificação, ao final execução de um ensaio

Ao final de cada ensaio, após terem sido retificados os sete corpos-de-prova, os seguintes procedimentos eram efetuados:

1) O desgaste volumétrico do rebolo era analisado pelo método da impressão do perfil desgastado. Neste método, no final de cada

ensaio, um tarugo de aço SAE 1020, com diâmetro d_t igual à 35 mm, era fixado no porta-peças da retificadora. O rebolo então retificava um determinado volume de material, penetrando uma profundidade de corte a_t igual à 100 μm. Como durante o processo de retificação, apenas uma parte da largura do rebolo é desgastada, a parte não desgastada serve de referência para a medição do desgaste radial Δ_r, a ser verificado. Este ficava impresso no tarugo, após o mergulho da ferramenta. Na Figura 44, é apresentado a marcação do perfil do rebolo desgastado, em um tarugo de aço SAE 1020, que era fixado entre pontas, para posterior medição do desgaste radial Δ_r.

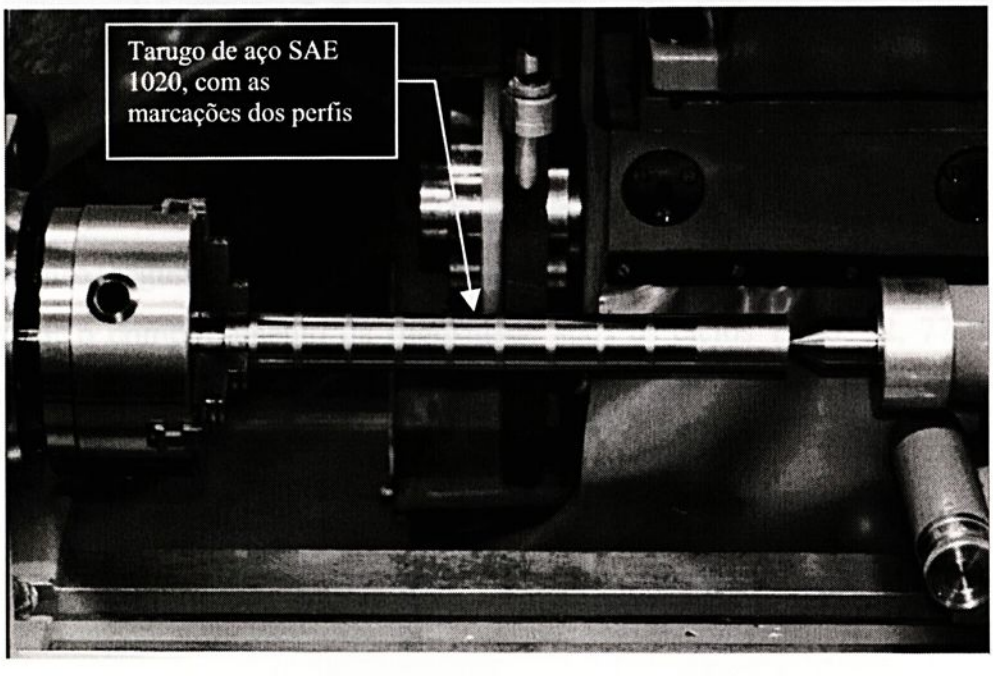


FIGURA 44 – Marcação do perfil desgastado do rebolo no tarugo de aço SAE 1020

A medição do desgaste Δ_r, foi efetuado utilizando-se o rugosímetro marca TAYLOR HOBSON, modelo Sutronic 3+ em conjunto com o software Talyprof, conforme Figura 45.

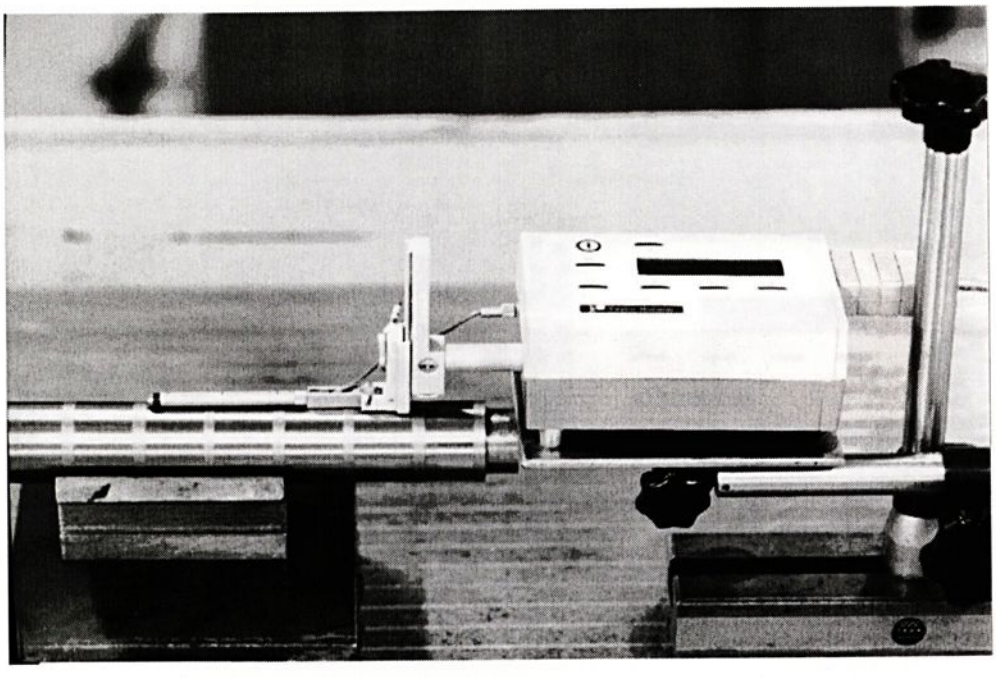


FIGURA 45 – Medição do desgaste Δ_r

2) Ao final de cada ensaio, era medida a rugosidade R_a do primeiro, segundo, quarto, quinto e sétimo corpos-de-prova, permitindo-se avaliar o comportamento da rugosidade após os ciclos 1, 26, 52, 77, 103 ciclos, respectivamente. A medição da rugosidade nos corpos-de-prova, pode ser visualizada na Figura 46.

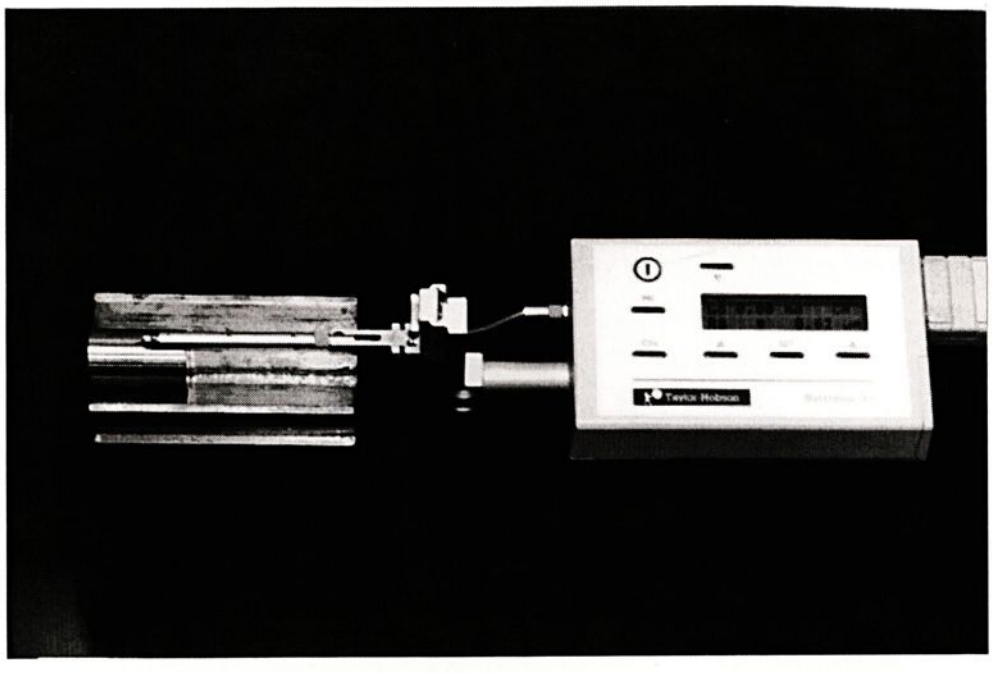


FIGURA 46 – Medição da rugosidade nos corpos-de-prova

Na Figura 47, tem-se uma vista do rugosímetro marca TAYLOR HOBSON, modelo Sutronic 3+ em conjunto com o software Talyprof, instalado no computador.

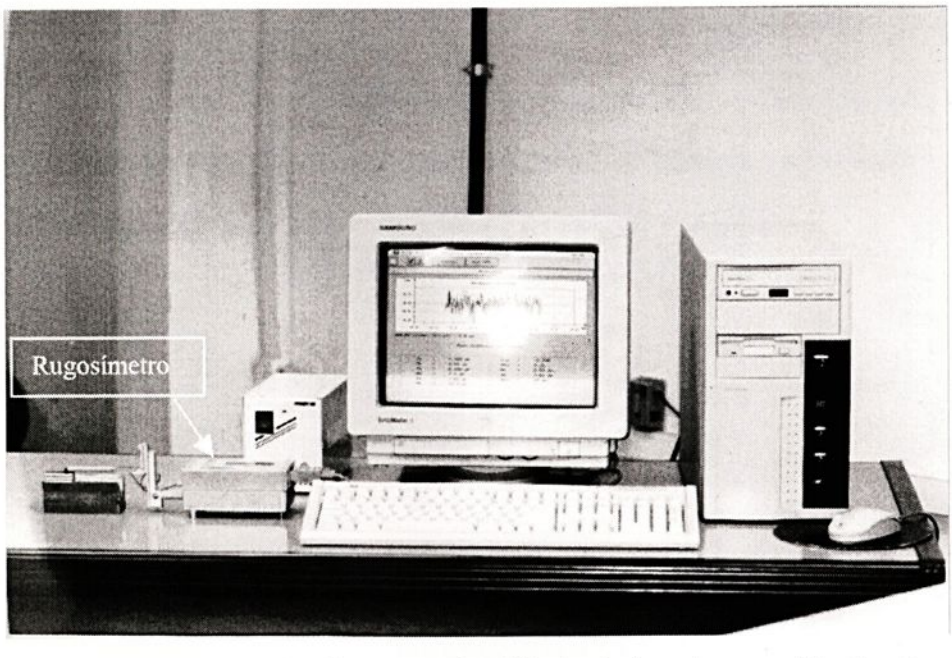


FIGURA 47 – Rugosímetro, adquirindo dados de rugosidade via computador

3) Substituição do fluido de corte e limpeza do reservatório: sendo necessária a troca do fluido de corte a ser utilizado no ensaio seguinte, efetuava-se a limpeza e a higienização do reservatório de fluido, bem como da retificadora.

4. RESULTADOS E DISCUSSÕES

A seguir serão apresentados os resultados obtidos para os rebolos e fluidos de corte testados, para as seguintes variáveis de saída: força de corte, rugosidade superficial, batimento radial, tensão residual e desgaste radial do rebolo.

4.1 Resultados para a força tangencial de corte

Os resultados de força de corte são apresentados na forma de gráficos, onde cada ponto representa a força de corte média para cada um dos 103 ciclos de retificação efetuados por ensaio.

4.1.1 Comparação das forças de corte para as três velocidades de saída do jato de fluido de corte (v_j), alterando-se os tipos de fluido de corte e de rebolo

As Figuras 48, 49, 50, apresentam a comparação dos valores das forças de corte, para as três diferentes velocidades (v_j) alterando-se os tipos de fluido de corte e de rebolo testados.

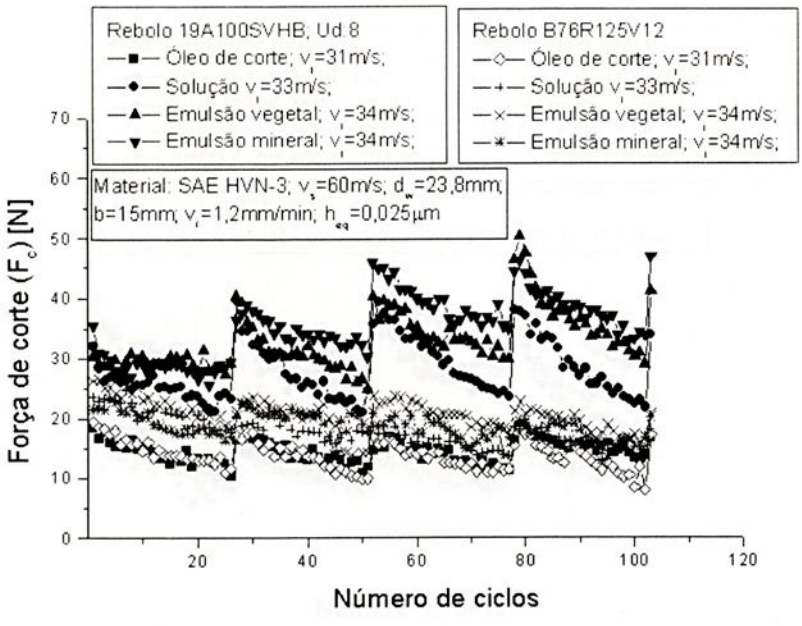


FIGURA 48 – Resultado comparativo da força de corte para os rebolos e os fluidos testados, sendo estes aplicados na máxima velocidade (v_j)

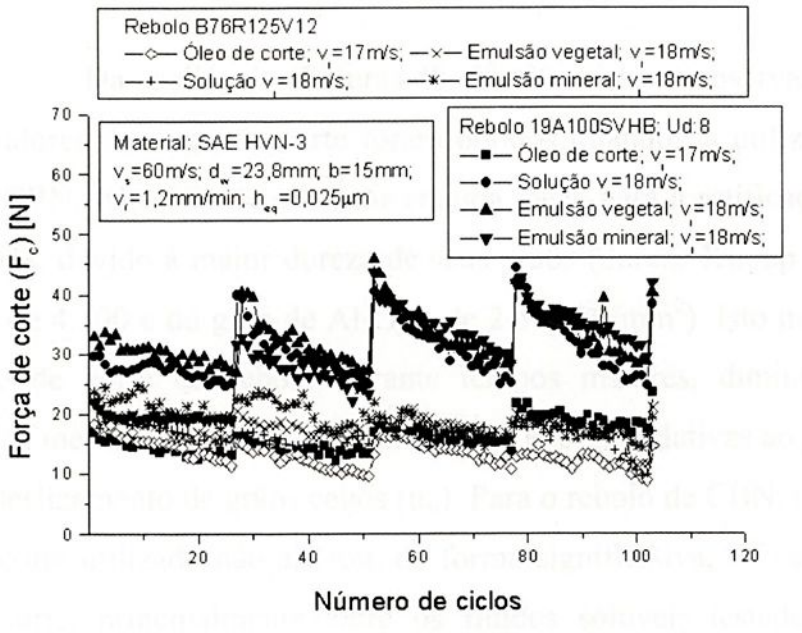


FIGURA 49 – Resultado comparativo da força de corte para os rebolos e os fluidos testados, sendo estes aplicados na velocidade (v_j) intermediária

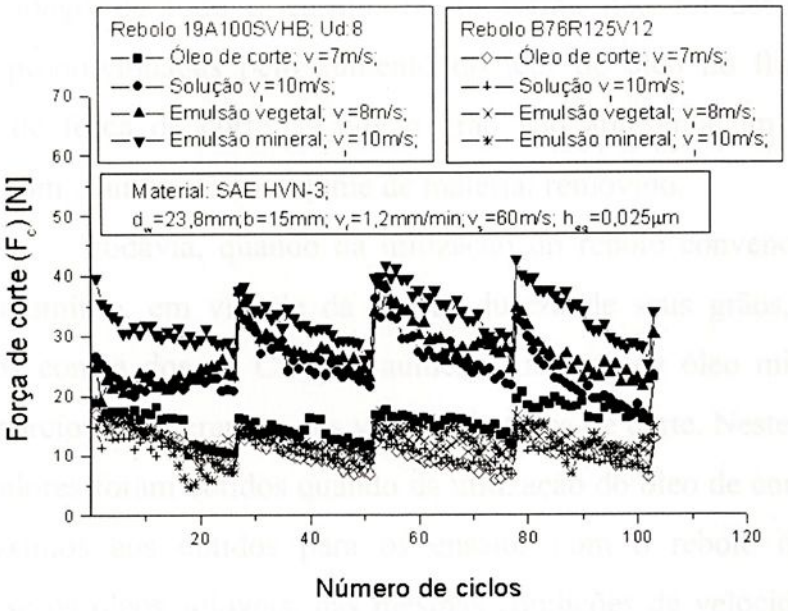


FIGURA 50 – Resultado comparativo da força de corte para os rebolos e os fluidos testados, sendo estes aplicados na mínima velocidade (v_j)

Da análise das Figuras 48, 49, 50, pôde-se observar que os menores valores de força de corte foram obtidos quando da utilização do rebolo de CBN. Isto deve-se a menor energia gasta para a retificação com estes rebolos, devido à maior dureza de seus grãos (dureza Knoop do grão de CBN é de 4.500 e do grão de Al_2O_3 é de 2.500 kg/mm^2). Isto mantém a capacidade de corte do rebolo durante tempos maiores, diminuindo o desgaste dos mesmos, reduzindo as parcelas de energia relativas ao *plowing* (u_{pl}) e ao deslizamento de grãos cegos (u_{sl}). Para o rebolo de CBN, o tipo de fluido de corte utilizado não alterou, de forma significativa, os valores de força de corte, principalmente entre os fluidos solúveis testados. Uma discreta diferença foi verificada, para a vazão intermediária, quando da utilização de um fluido com maior teor de óleo, no caso o óleo de corte. Todavia esta diferença foi detectada somente nos últimos 20 ciclos. Neste caso, a elevada dureza dos grãos de CBN, manteve a capacidade de corte do

rebolo ao longo de todo o ensaio. Desta forma não foi detectada as melhorias proporcionadas pelo aumento do teor de óleo no fluido, nos resultados de força de corte, já que o grão não apresenta um desgaste acentuado com o aumento do volume de material removido.

Todavia, quando da utilização do rebolo convencional de óxido de alumínio, em virtude da menor dureza de seus grãos, quando comparados com a dos de CBN, o aumento do teor de óleo mineral no fluido proporcionou diferenças nos valores de força de corte. Neste caso, os menores valores foram obtidos quando da utilização do óleo de corte. Estes foram próximos aos obtidos para os ensaios com o rebolo de CBN, utilizando-se os óleos solúveis, nas mesmas condições de velocidade (v_j). Isto é explicado pela maior capacidade lubrificante deste fluido quando comparado com os demais testados. O óleo de corte torna o rebolo mais afiado, inibindo o desgaste prematuro dos grãos abrasivos, pela diminuição do coeficiente de atrito grão-peça. Desta forma, ele permite o corte mais suave, reduzindo a energia a ser dissipada, pois o corte é favorecido (Hitchiner, 1990). Além disto, o óleo de corte apresentou um comportamento mais estável para a força de corte com o aumento do número de ciclos, quando comparado com os demais fluidos testados, para o rebolo convencional. Para estes fluidos, não foi possível verificar diferenças significativas entre os valores de força de corte, para todas as velocidade de saída (v_j) testadas.

Desta forma, a alteração do tipo de fluido de corte afetou os valores de força de corte, de forma significativa, apenas para o rebolo convencional, sendo que, conforme o esperado, os menores valores de força de corte foram obtidos quando da utilização do rebolo de CBN.

cm 1 2 3 4 5 6 7 unesp 11 12 13 14 15 16 17 18

4.2 Resultados para a rugosidade R_a

Os resultados de rugosidade são apresentados na forma de gráficos, onde cada coluna representa a média de quatro medições efetuadas na superfície do corpo-de-prova, espaçadas à 90º cada. Um exemplo do resultado obtido em uma medição, utilizando-se o programa "Talyprof" é apresentado na Figura 51.

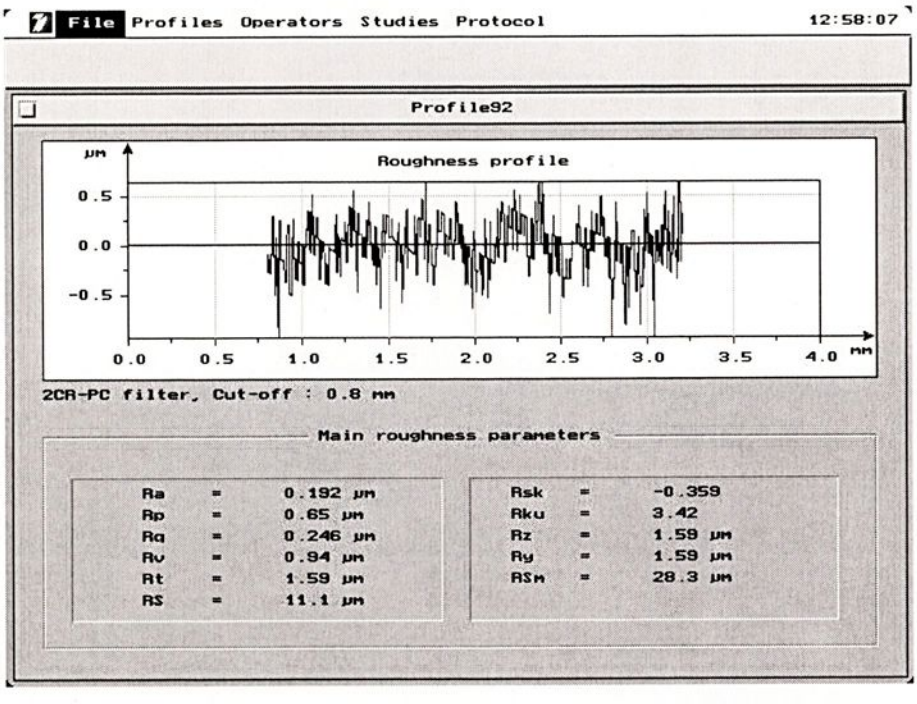


FIGURA 51 – Resultado de rugosidade obtido através do programa "Talyprof" (parte superior: perfil da rugosidade; parte inferior: parâmetros de rugosidade)

4.2.1 Influência da velocidade do jato de fluido de corte (v_j) na rugosidade, para os testes com o rebolo convencional

A influência da velocidade (v_j) na rugosidade, utilizando-se o rebolo convencional, foi avaliada para os quatro fluidos de corte

utilizados nesta pesquisa: óleo de corte, emulsão à base de óleo vegetal, solução e a emulsão à base de óleo mineral, sendo os resultados apresentados nas Figuras 52, 53, 54, 55, respectivamente.

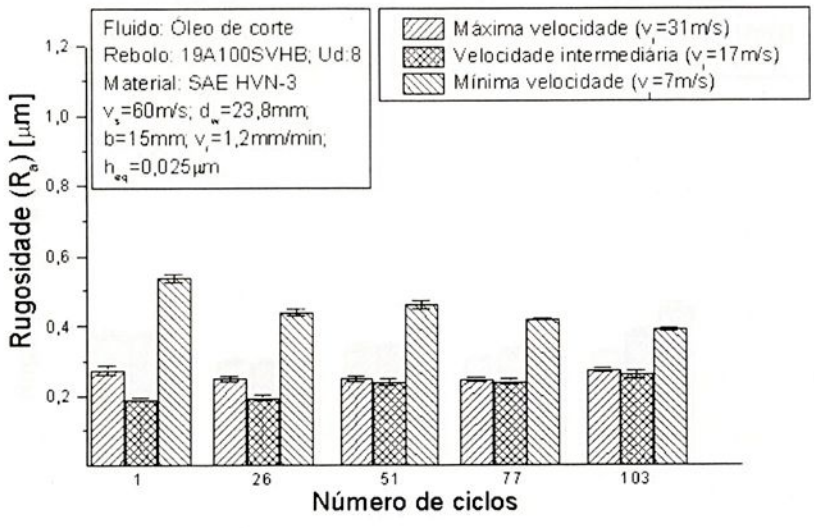


FIGURA 52 – Resultados de rugosidade (R_a) para o óleo de corte, variando-se (v_j), para o rebolo convencional

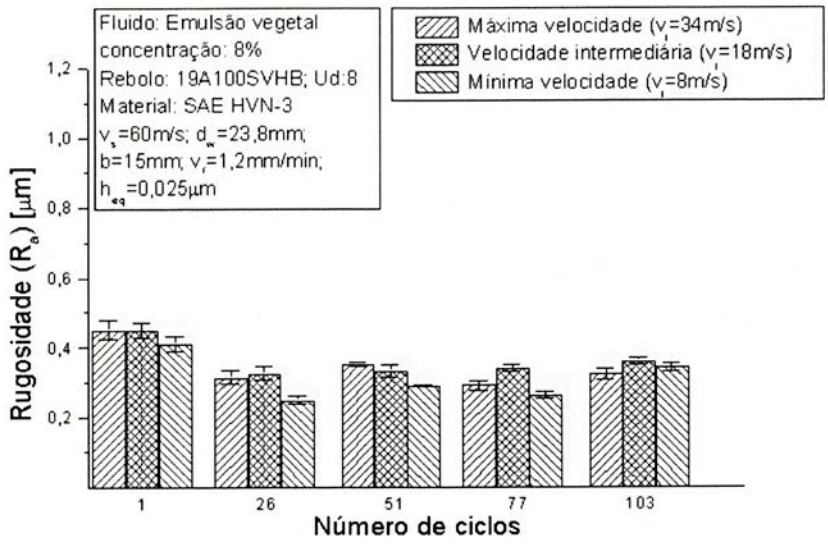


FIGURA 53 – Resultados da rugosidade (R_a) para a emulsão vegetal, variando-se (v_j), para o rebolo convencional

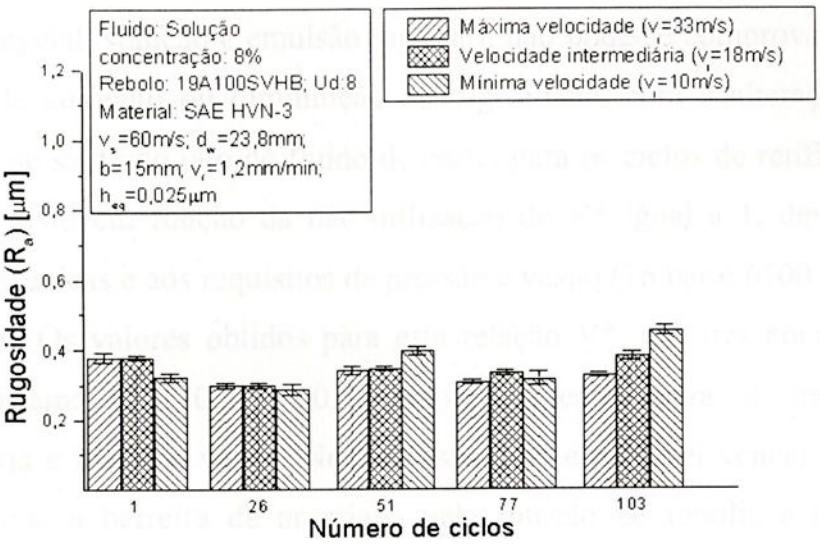


FIGURA 54 – Resultados de rugosidade (R_a) para a solução, variando-se (v_j), para o rebolo convencional

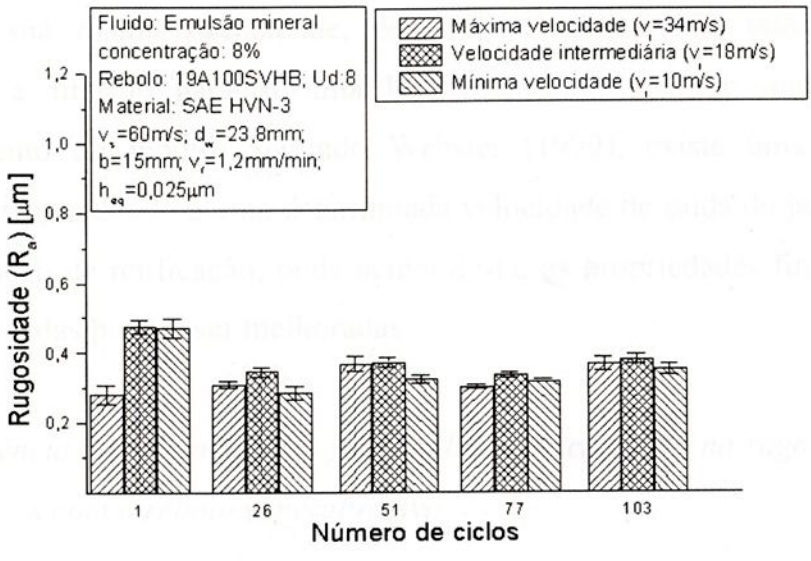


FIGURA 55 – Resultados de rugosidade (R_a) para a emulsão mineral, variando-se (v_j), para o rebolo convencional

Analisando-se os resultados para os fluidos solúveis (emulsão vegetal, solução e emulsão mineral), não pôde-se comprovar uma tendência de aumento ou diminuição da rugosidade, com a alteração da velocidade de saída do jato de fluido de corte, para os ciclos de retificação executados. Isto em função da não utilização de V* igual a 1, devido à limitações técnicas e aos requisitos de pressão e vazão (16 bar e 6100 l/h) já comentados. Os valores obtidos para esta relação V*, nas três condições testadas foram: 0,1, 0,3 e 0,5, respectivamente, para a mínima, intermediária e máxima vazão. Nestes casos, não é possível vencer-se, de forma efetiva, a barreira de ar criada pela rotação do rebolo, a qual é suplantada quando da adoção da relação unitária entre as velocidades, conforme observado por Webster (1995, 1999).

Porém para o óleo de corte, obteve-se uma melhor rugosidade (R_a), quando do aumento da velocidade (v_j) acima de 7 m/s, pois devido a sua maior viscosidade, este requer uma vazão mínima de aplicação, a fim de garantir uma lubrificação adequada e impedir o empastamento do rebolo. Segundo Webster (1999), existe uma vazão crítica, correspondendo a uma determinada velocidade de saída do jato para cada operação de retificação, onde acima desta, as propriedades finais das peças retificadas podem ser melhoradas.

4.2.2 Influência da velocidade do jato de fluido de corte (v_j) na rugosidade, para os testes com o rebolo superabrasivo

A influência da velocidade (v_j) na rugosidade foi agora avaliada, utilizando-se o rebolo superabrasivo, sendo os resultados apresentados nas Figuras 56, 57, 58, 59.

cm 1 2 3 4 5 6 7 unesp 11 12 13 14 15 16 17 18

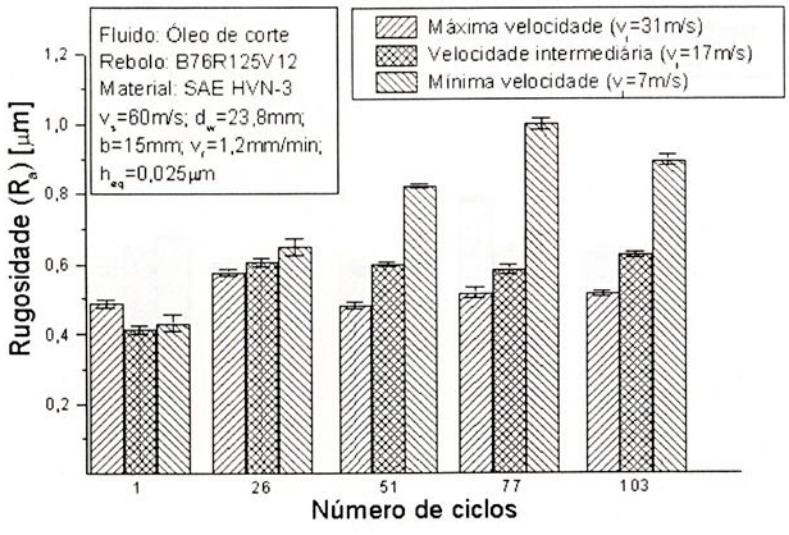


FIGURA 56 – Resultados de rugosidade (R_a) para o óleo de corte, variando-se (v_j), para o rebolo superabrasivo

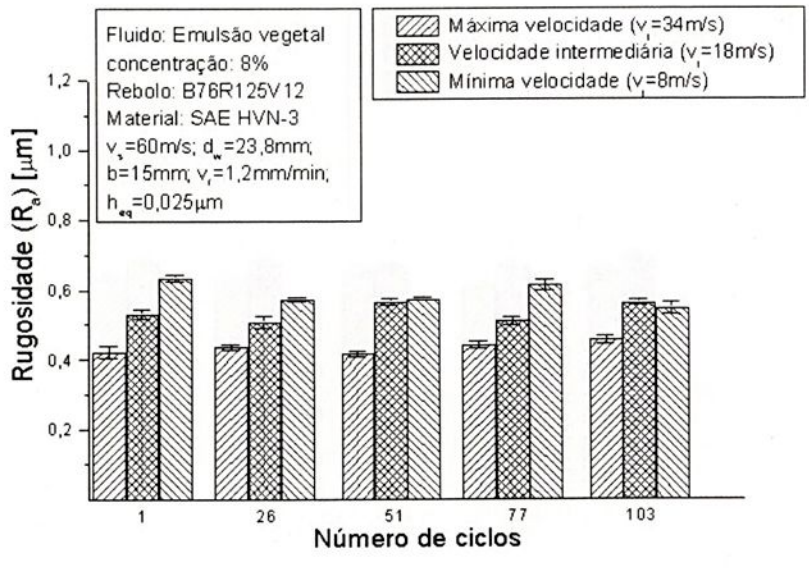


FIGURA 57 – Resultados da rugosidade (R_a) para a emulsão vegetal, variando-se (v_j), para o rebolo superabrasivo

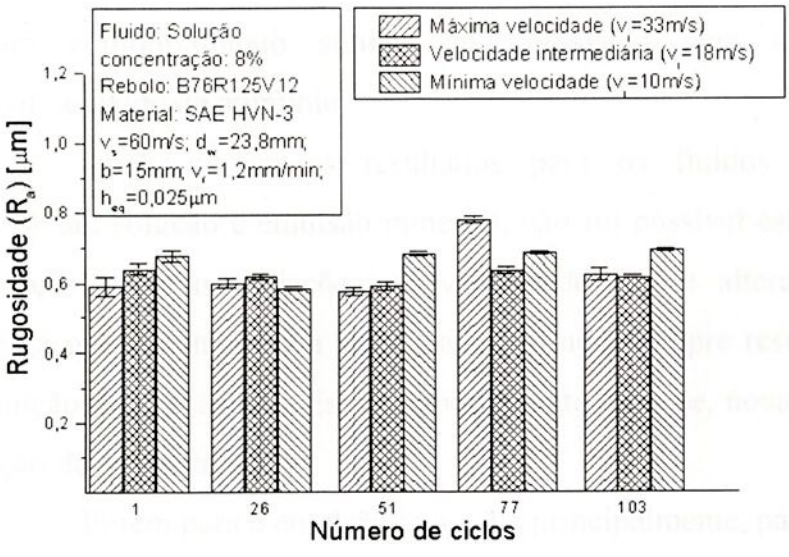


FIGURA 58 – Resultados de rugosidade (R_a) para a solução, variando-se (v_j), para o rebolo superabrasivo

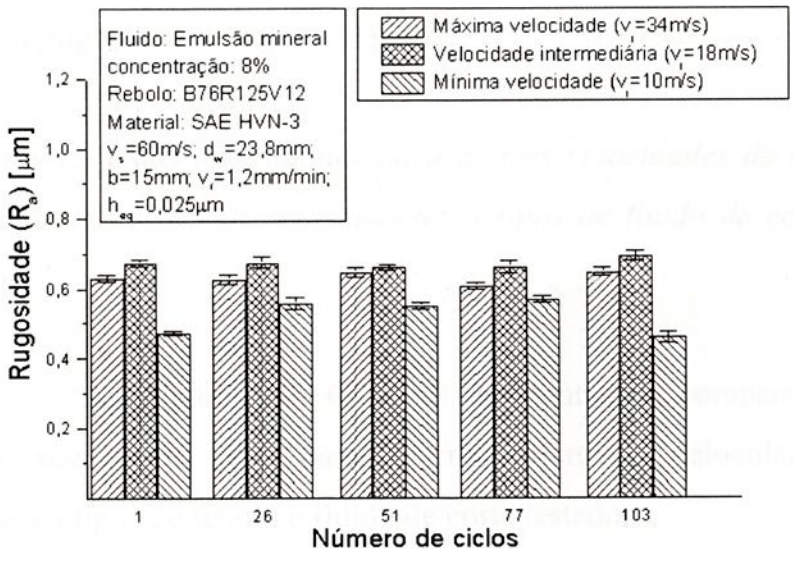


FIGURA 59 – Resultados de rugosidade (R_a) para a emulsão mineral, variando-se (v_j), para o rebolo superabrasivo

Os resultados observados para o rebolo de CBN apresentaram comportamento similar ao observado para o rebolo convencional de óxido de alumínio.

Analisando-se os resultados para os fluidos solúveis (emulsão vegetal, solução e emulsão mineral), não foi possível estabelecer uma correlação entre o variações na velocidade (v_j) e alterações na rugosidade, já que o aumento da velocidade (v_j) nem sempre resultou em uma diminuição da rugosidade. Este comportamento deve-se, novamente, a não utilização de V* igual a 1.

Porém para a emulsão vegetal e principalmente, para o óleo de corte, observou-se novamente que a rugosidade (R_a), foi melhorada com o aumento de (v_j), principalmente após o ciclo 51 (Figura 56), para o óleo de corte. Novamente, detectou-se uma velocidade (v_j) mínima, para o óleo de corte, a qual deverá ser suplantada, para obter-se sensíveis melhorias nos resultados de rugosidade (Webster, 1999).

4.2.3 Comparação das rugosidades para as três velocidades de saída do jato de fluido de corte (v_j), alterando-se os tipos de fluido de corte e de rebolo

As Figuras 60, 61 e 62 apresentam a comparação dos valores de rugosidade (R_a), para as três diferentes velocidades (v_j), alterando-se os tipos de rebolo e fluido de corte testados.

unesp

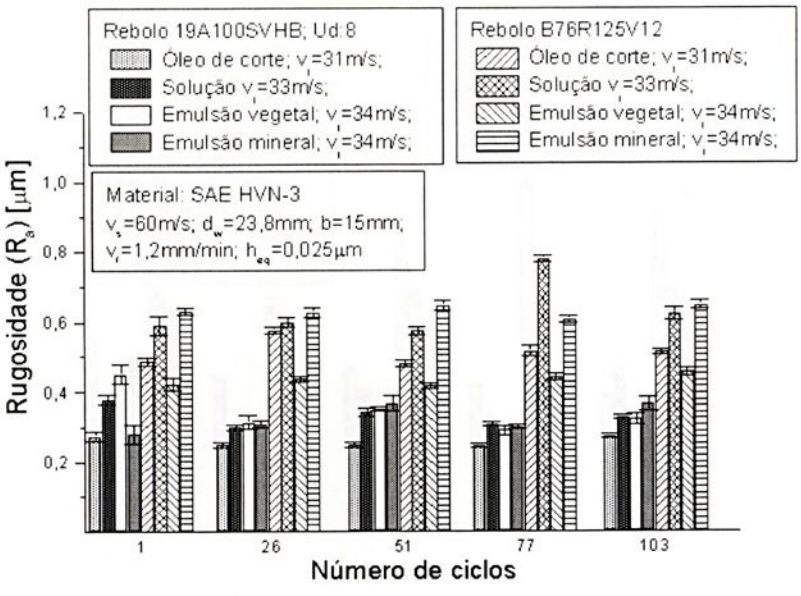


FIGURA 60 – Resultado comparativo da rugosidade para os rebolos e os fluidos testados, sendo estes aplicados na máxima velocidade (v_j)

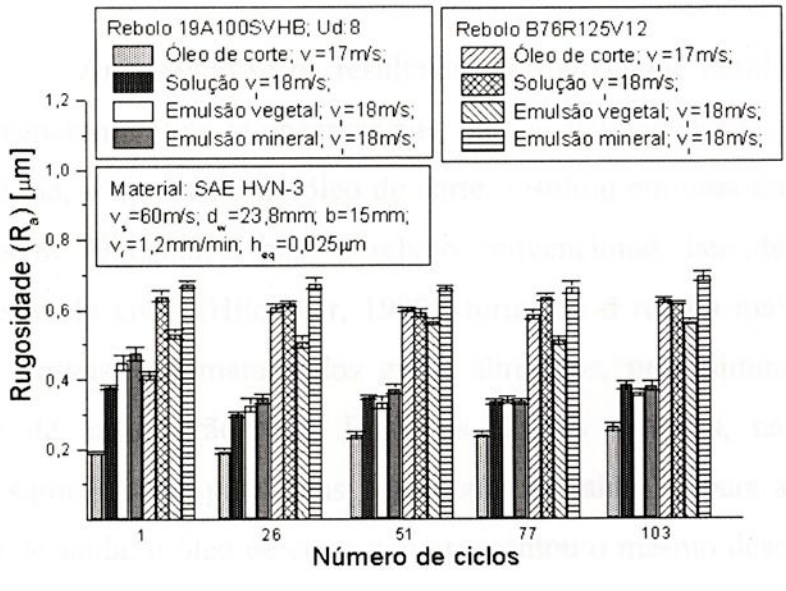


FIGURA 61 – Resultado comparativo da rugosidade para os rebolos e os fluidos testados, sendo estes aplicados na velocidade (v_j) intermediária

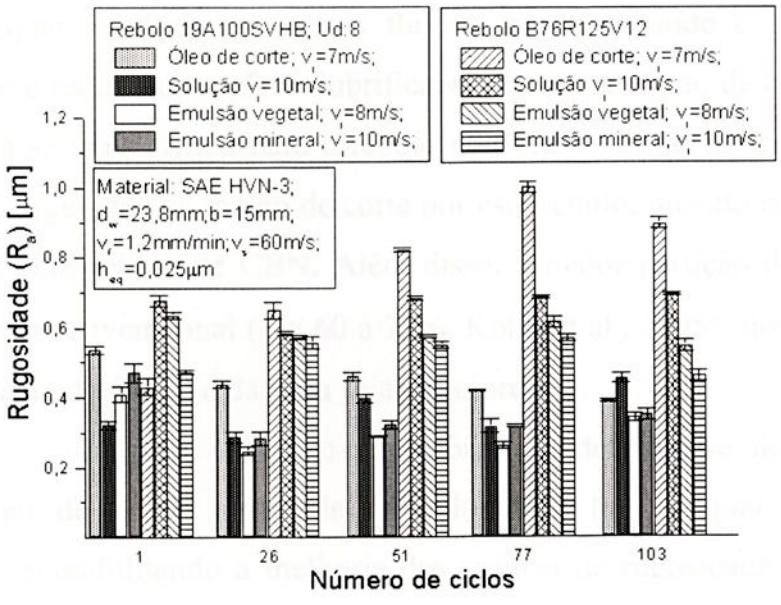


FIGURA 62 – Resultado comparativo da rugosidade para os rebolos e os fluidos testados, sendo estes aplicados na mínima velocidade (v_j)

Analisando-se os resultados de rugosidade obtidos para o rebolo convencional pôde-se observar que, para as velocidades (v_j) máxima e intermediária, a utilização do óleo de corte, resultou em uma diminuição dos valores de rugosidade, para o rebolo convencional. Isto deve-se ao favorecimento do corte (Hitchiner, 1990), tornando o rebolo mais afiado, inibindo o desgaste prematuro dos grãos abrasivos, pela diminuição do coeficiente de atrito grão-peça. Entre os fluidos solúveis, não houve diferenças significativas para estas velocidade de saída. Já para a mínima velocidade de saída, o óleo de corte não apresentou o mesmo desempenho, pois conforme descrito anteriormente, este requer uma mínima velocidade de saída do jato, a qual, presume-se ser superior aos 7 m/s utilizados durante os testes. O igual comportamento entre os fluídos solúveis deve-se as propriedades lubrificantes similares entre as emulsões e devido ao efeito da evaporação do filme de lubrificante, descrito por Lavine e Malkin

(1990), o qual é crítico para estes fluidos, negligenciando o seu efeito refrigerante e reduzindo o efeito lubrificante destes na região de corte. Este efeito torna-se mais crítico para o rebolo convencional, devido às maiores temperaturas geradas na região de corte por este rebolo, quando comparada às geradas pelo rebolo de CBN. Além disso, a maior partição de energia com o rebolo convencional (ε = 60 à 75%, Kohli et al., 1995), faz com que o aquecimento do fluido e da peça sejam maiores.

Já para o rebolo superabrasivo, detectou-se novamente, para o óleo de corte, uma mínima velocidade (v_j), a qual deve ser suplantada, possibilitando a melhoria dos valores de rugosidade para este fluido. A tendência de redução da rugosidade com o aumento do teor de óleo mineral, verificada para o rebolo convencional, não pôde ser verificada, com a mesma significância. Neste caso, verificou-se que a maior ou menor capacidade do fluido de corte em remover os cavacos da zona de corte foi um fator determinante nos resultados de rugosidade, principalmente para a mínima velocidade (v_j) (Figura 62).

Comparativamente ao rebolo convencional, o de CBN, para todos os fluidos e em todas as velocidades (v_j) apresentou os maiores valores de rugosidade, devido, basicamente, a três fatores: um tamanho de grão inadequado, uma menor porosidade induzida, permitindo um menor alojamento do cavaco gerado, quando comparado com o rebolo convencional e, possivelmente, à um perfilamento inicial não adequado, já que o desempenho dos rebolos de CBN dependem essencialmente de um correto condicionamento inicial (Krar & Raterman, 1990).

Utilizando-se o rebolo convencional, o óleo de corte é o fluido mais adequado para esta operação de retificação, já que o valor limite da rugosidade (R_a) para a retificação destes aços para válvulas está entre 0,3 e 0,4 μm. Somente o óleo de corte foi capaz de garantir valores inferiores à

estes, para todos os ciclos, adotando-se as velocidades de saída de fluido de corte máxima e intermediária.

Todavia, uma oscilação ao final do ciclo de retificação resultaria em uma diminuição dos valores de rugosidade para todos os rebolos. Esta operação, aliada a uma diminuição do tamanho do grão do rebolo de CBN e um condicionamento inicial mais adequado, poderá levar a diminuições no valor final da rugosidade obtida com este rebolo, permitindo-se atingir a faixa de rugosidade limite (entre 0,3 e 0,4μm R_a).

4.3 Resultados para o batimento radial

4.3.1 Influência da velocidade do jato de fluido de corte (v_j) no batimento radial, para os testes com o rebolo convencional

A influência da velocidade de saída do jato de fluido de corte no batimento radial, para o rebolo convencional, foi avaliada para os quatro fluidos de corte utilizados nesta pesquisa: óleo de corte, emulsão à base de óleo vegetal, solução e emulsão à base de óleo mineral, sendo os resultados apresentados nas Figuras 63, 64, 65, 66, respectivamente.

unesp

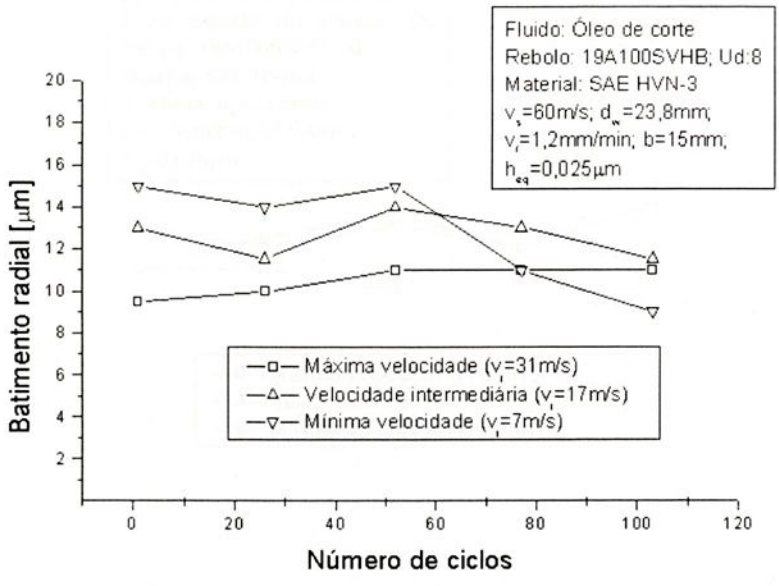


FIGURA 63 – Resultados de batimento radial para o óleo de corte, variando-se (v_j), para o rebolo convencional

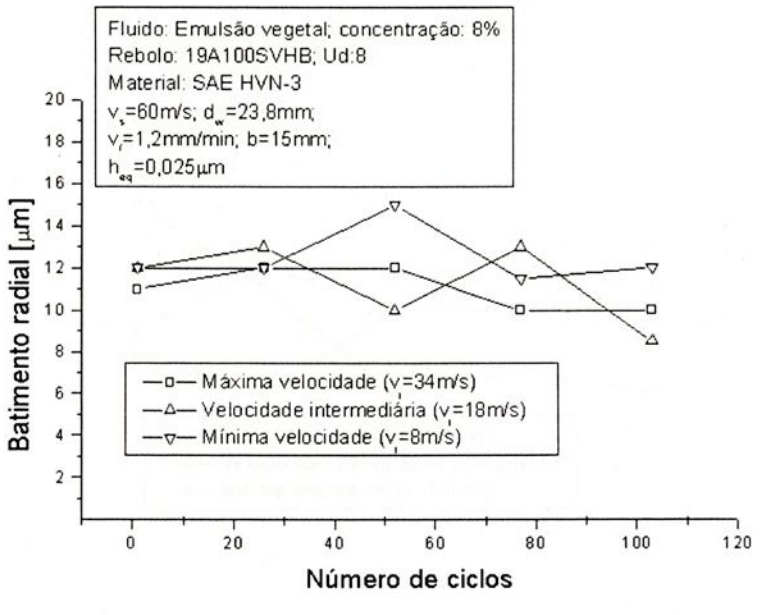


FIGURA 64 – Resultados de batimento radial para a emulsão vegetal, variando-se (v_j), para o rebolo convencional

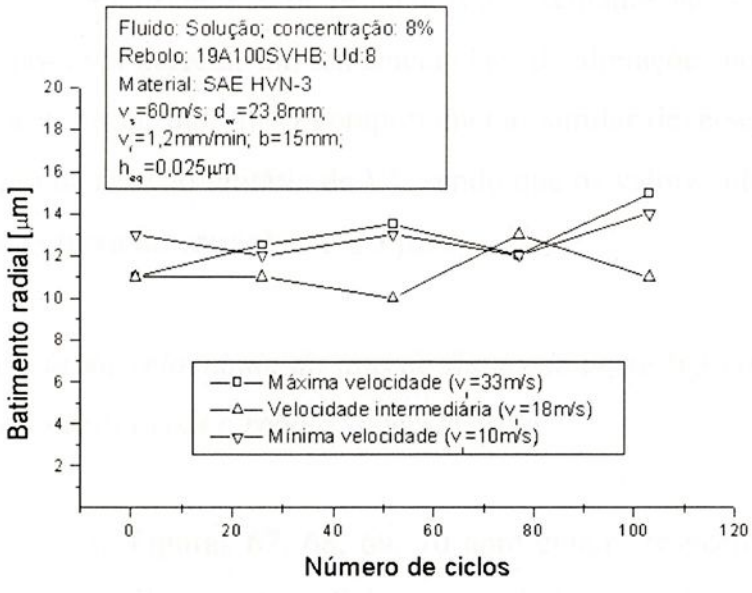


FIGURA 65 – Resultados de batimento radial para a solução, variando-se (v_j), para o rebolo convencional

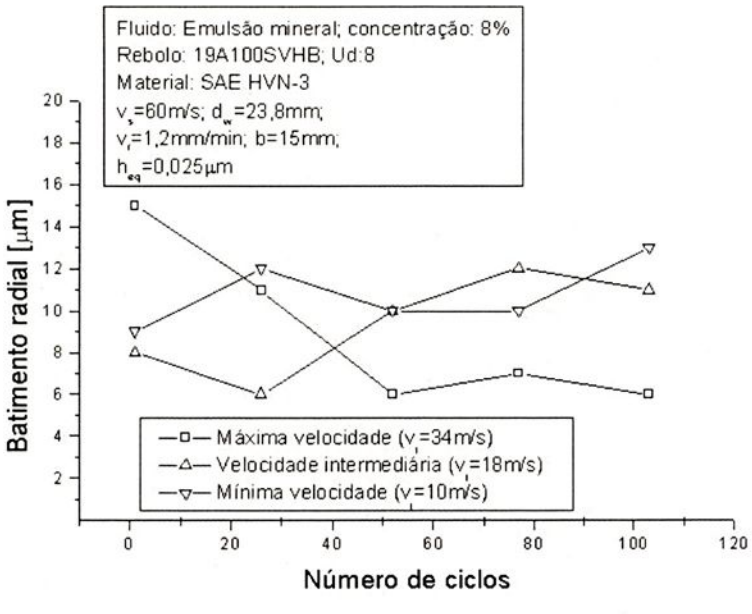


FIGURA 66 – Resultados de batimento para a emulsão mineral, variando-se (v_j), para o rebolo convencional

Analisando-se os resultados apresentados nas Figuras 63 a 66, não foi possível detectar um tendência clara de alterações no batimento radial com a variação de (v_j). O comportamento similar deve-se ao fato da não utilização da relação unitária de V*, sendo que os valores obtidos estão dentro de uma faixa de variação de ± 3 μm.

4.3.2 Influência da velocidade do jato de fluido de corte (v_j) no batimento radial, para os testes com o rebolo superabrasivo

As Figuras 67, 68, 69, 70 apresentam, respectivamente, a influência de (v_j) no batimento radial, para o rebolo superabrasivo, para os quatro fluidos de corte utilizados nesta pesquisa: óleo de corte, emulsão à base de óleo vegetal, solução e emulsão à base de óleo mineral.

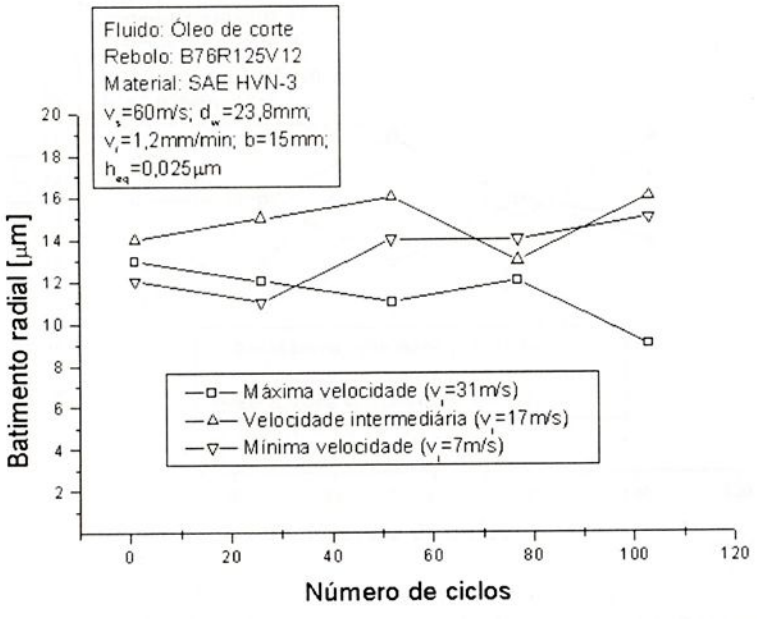


FIGURA 67 – Resultados de batimento radial para o óleo de corte, variando-se (v_j), para o rebolo superabrasivo

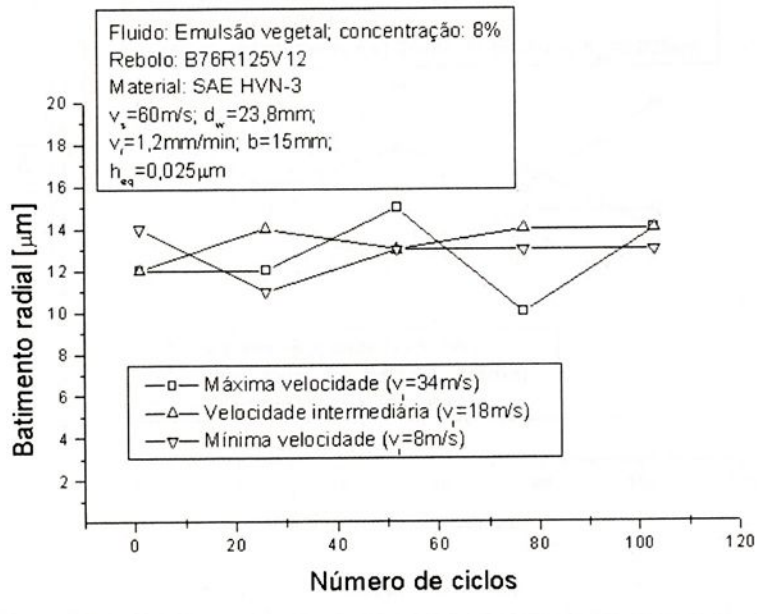


FIGURA 68 – Resultados de batimento radial para a emulsão vegetal, variando-se (v_j), para o rebolo superabrasivo

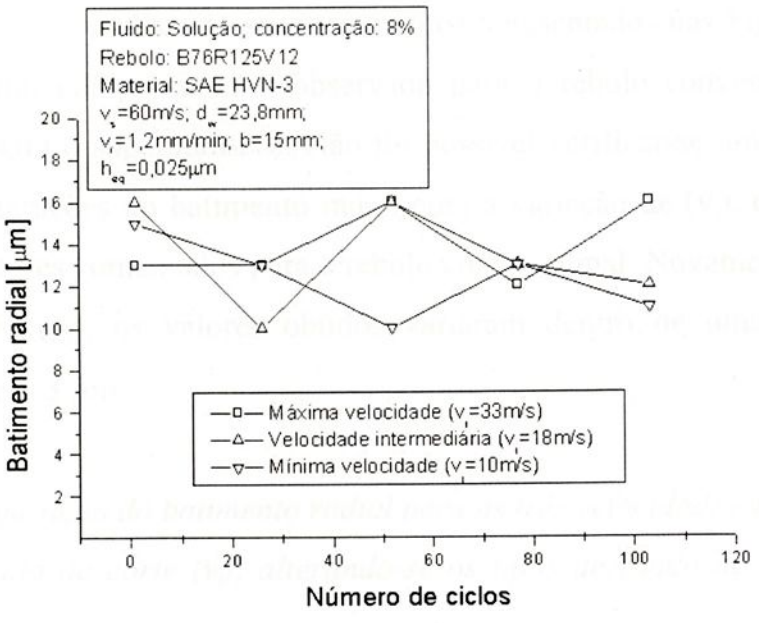


FIGURA 69 – Resultados de batimento radial para a solução, variando-se (v_j), para o rebolo superabrasivo

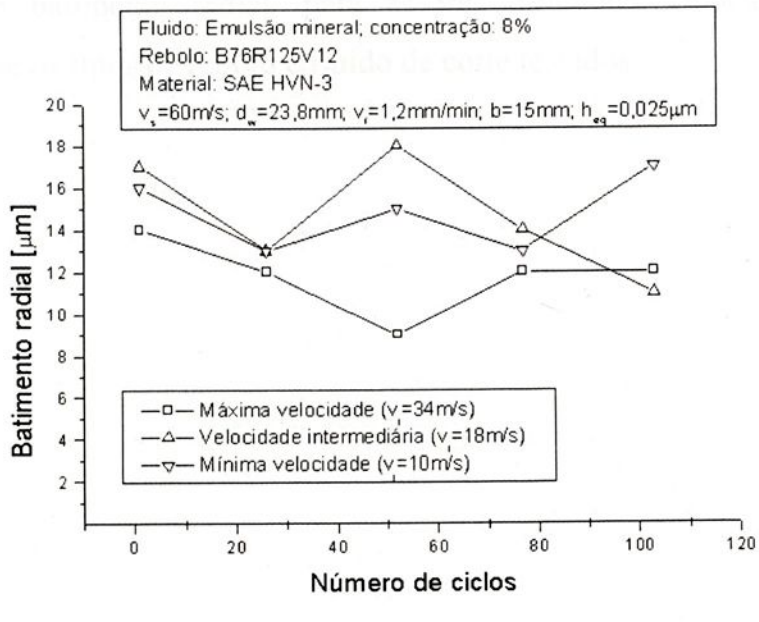


FIGURA 70 – Resultados de batimento para a emulsão mineral, variando-se (v_j), para o rebolo superabrasivo

Analisando-se os resultados apresentados nas Figuras 67 a 70, o mesmo comportamento observado para o rebolo convencional foi detectado para o superabrasivo. Não foi possível verificar-se um tendência clara de alterações no batimento radial com a variação de (v_j), devido aos mesmos fatores comentados para o rebolo convencional. Novamente, com a variação de (v_j), os valores obtidos variaram dentro de uma faixa de variação de ± 3 μm.

4.3.3 Comparação do batimento radial para as três velocidades de saída do jato de fluido de corte (v_j), alterando-se os tipos de fluido de corte e de rebolo

As Figuras 71, 72 e 73 apresentam a comparação dos valores de batimento radial, para as três diferentes velocidades (v_j), alterando-se os tipos de rebolo e fluido de corte testados.

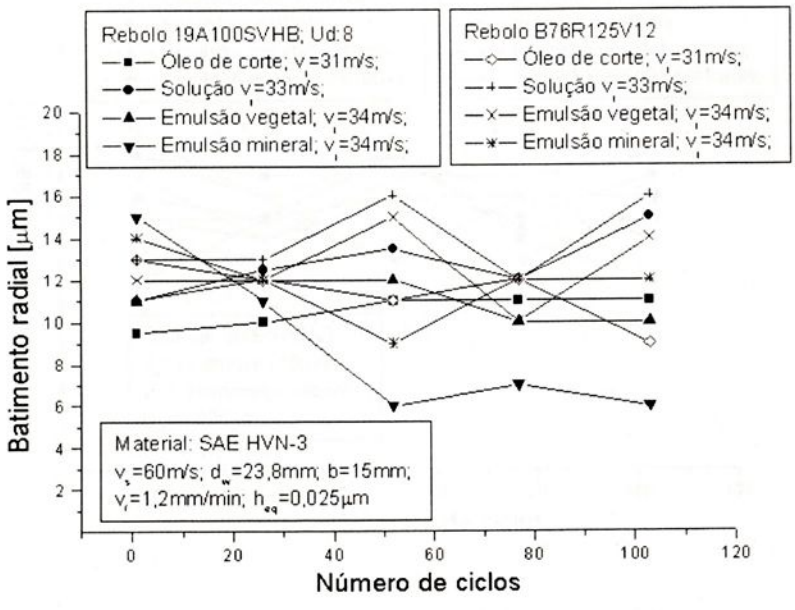


FIGURA 71 – Resultado comparativo de batimento radial para os rebolos e os fluidos testados, sendo estes aplicados na máxima velocidade (v_j)

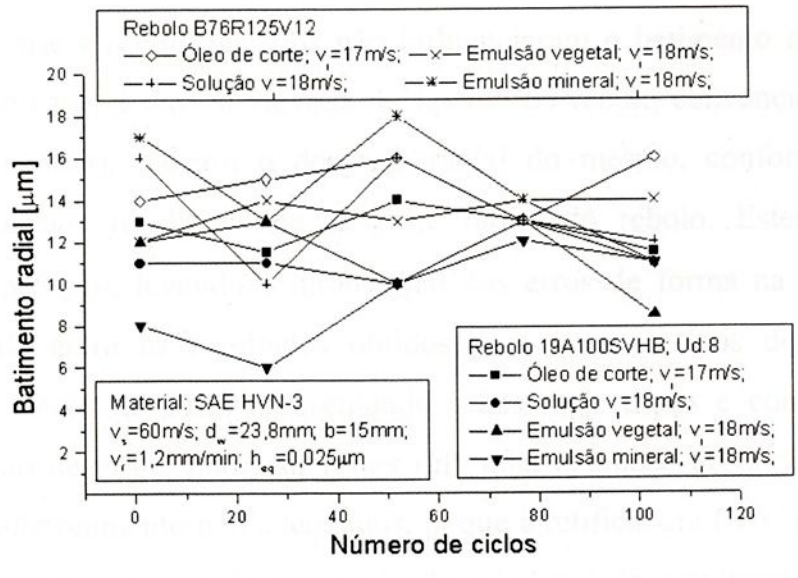


FIGURA 72– Resultado comparativo de batimento radial para os rebolos e os fluidos testados, sendo estes aplicados na velocidade (v_j) intermediária

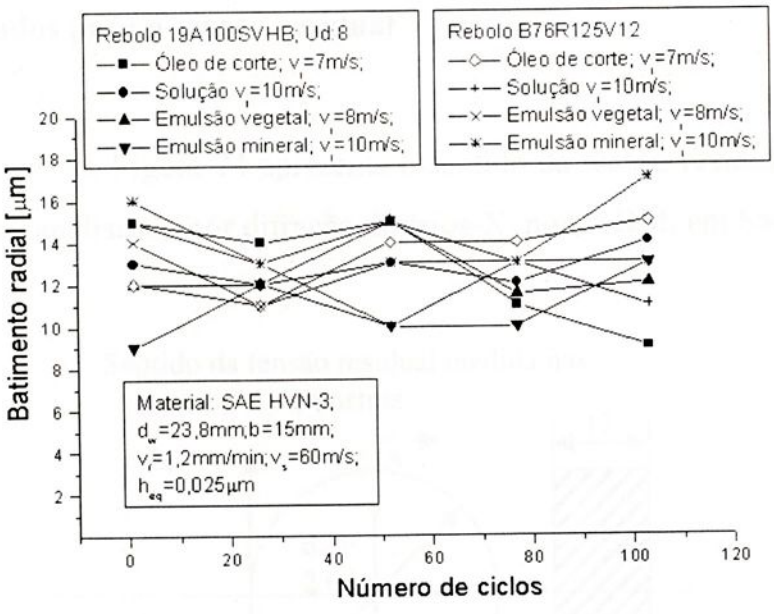


FIGURA 73 – Resultado comparativo de batimento radial para os rebolos e os fluidos testados, sendo estes aplicados na mínima velocidade (v_j)

Da análise das Figuras 71 a 73 verificou-se que os tipos de fluido de corte e rebolo testados não influenciaram o batimento radial da peça. Neste caso, a dureza elevada do ligante do rebolo convencional (S-média para dura), reduziu o desgaste radial do mesmo, conforme será apresentado nos resultados de desgaste radial do rebolo. Estes foram inferiores a 6 µm, levando à diminuição dos erros de forma na peça. A proximidade entre os resultados obtidos para os dois tipos de rebolo, mesmo o rebolo de CBN apresentando grãos mais duros e com menor tendência ao desgaste, pode ser reflexo de uma operação de perfilamento inicial e balanceamento não adequados, já que a retificadora CNC utilizada não possui sistemas de balanceamento de rebolos e de monitoramento da operação de dressagem e perfilamento. Neste caso, o desempenho do rebolo de CBN pode ter sido afetado, já que este tipo de rebolo é mais sensível às condições de afiação e balanceamento que o convencional.

4.4 Resultados para a tensão residual

A Figura 74 apresenta o sentido da tensão residual medida nas amostras analisadas por difração de raios-X, no CCDM, em São Carlos.

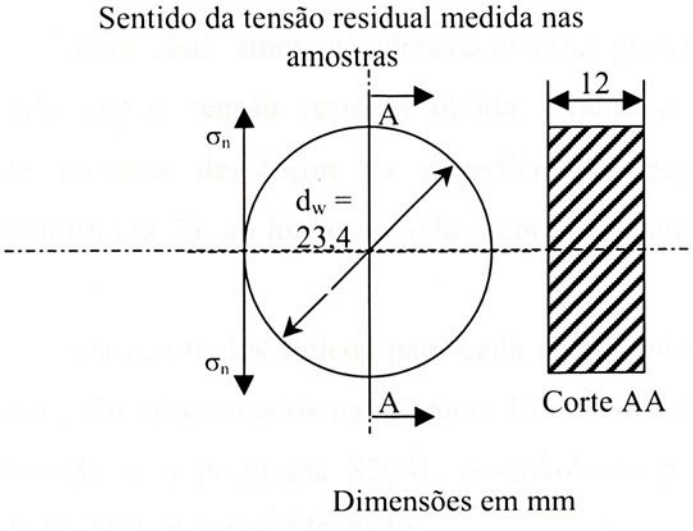


FIGURA 74 – Sentido da tensão residual medida nas amostras analisadas

Para a determinação dos valores nominais de tensão residual, presentes nas amostras retificadas, aplicou-se o método da múltipla exposição $sen^2\psi$, conforme a norma SAE J784a. Neste procedimento avalia-se a tensão residual normal (σ_n) e a tensão residual de cisalhamento (τ) através do ajuste de curvas d *versus* $sen^2\psi$, por uma curva de formato elíptico, onde d é a distância interplanar do plano cristalográfico analisado e ψ é o ângulo de inclinação da amostra.

Neste trabalho optou-se pela análise do plano (110) da ferrita, por considerações de aspecto experimental, sendo utilizados valores do módulo de elasticidade e coeficiente de Poison, conforme literatura apropriada para a ferrita, plano (110).

A radiação utilizada nas determinações de tensão residual foi a de cromo, sendo que o ângulo 2θ de varredura variou de 65 a 72 graus, a passos de 0,1 grau, com tempo de exposição de 4 segundos, permitindo-se a análise do plano (110) da ferrita, localizado a 68,6 graus. Os ângulos de inclinação da amostra utilizados variaram de –60 a 60 graus, com medições efetuadas a cada 10 graus.

Para cada amostra, adotava-se uma posição aleatória de medida, sendo que a tensão residual obtida refletia a tensão a uma profundidade máxima de 15μm da superfície da peça, no sentido apresentado na Figura 75, ao longo de todo o comprimento da amostra (12 mm).

Os resultados típicos para cada da tensão residual, tração ou compressão, são apresentados nas Figuras 105 e 106, respectivamente, obtidos utilizando-se o programa S2001, desenvolvido pelo Pesquisador Associado do CCDM, Rogério Machado.

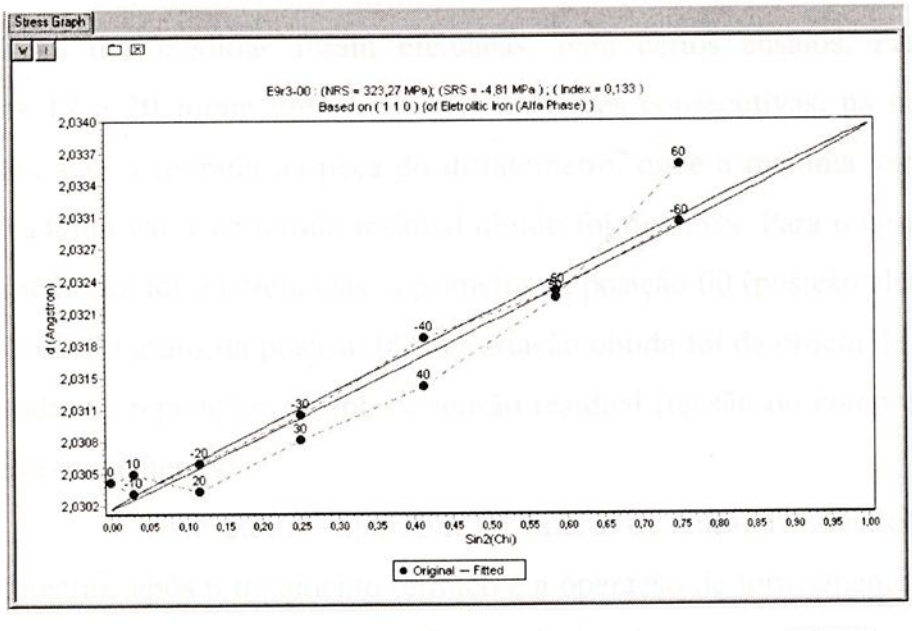


FIGURA 75 – Resultados característico obtido no programa S2001, tensão de tração (NRS=323,27 MPa), para o ensaio 9, no ciclo 103

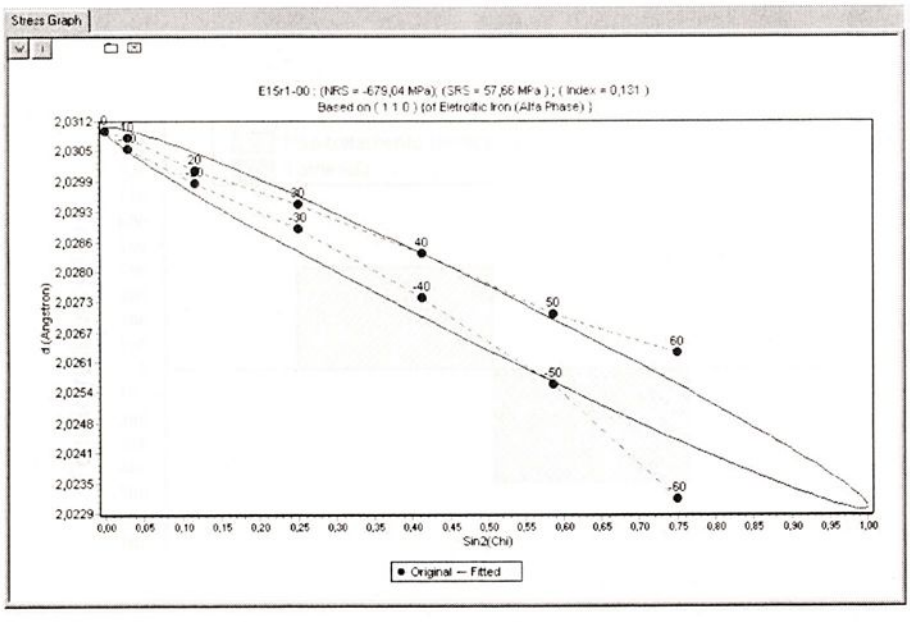


FIGURA 76 – Resultados característico obtido no programa S2001, tensão de compressão (NRS=-679,04 MPa), para o ensaio 15, no ciclo 1

As máximas incertezas associadas a cada valor fornecido pelo programa de ajuste dos resultados foram de 15%.

Devido ao custo elevado das inspeções, apenas algumas repetições das medidas foram efetuadas, para certos ensaios. Para os ensaios 17 e 20 foram efetuadas duas medições consecutivas, na mesma posição, sem a retirada da peça do difratômetro, onde a máxima variação observada no valor de tensão residual obtido foi de 2,5%. Para o ensaio 1, duas medições foram efetuadas: a primeira na posição 00 (posição aleatória inicial) e a 90 graus da posição 00. A variação obtida foi da ordem de 12%. Para todas as repetições, o tipo de tensão residual (tensão ou compressão) manteve-se inalterado.

A Figura 77 apresenta os valores de tensão residual obtidos nas amostras, após o tratamento térmico e a operação de torneamento. Esta foi realizada para a correção do perfil geométrico dos corpos-de-prova.

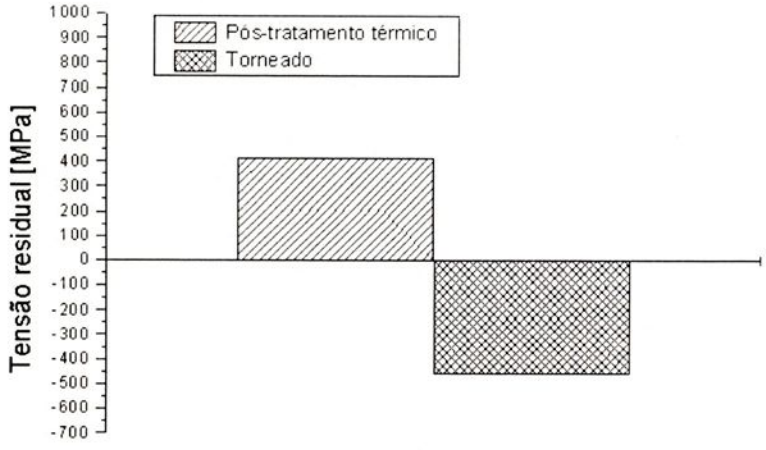


FIGURA 77 – Resultados de tensão residual após a têmpera e o torneamento dos corpos-de-prova

Analisando-se a Figura 77, observou-se que a operação de torneamento não afetou termicamente os corpos-de-prova, já que a tensão obtida foi de compressão, resultado da predominância das tensões residuais de origem mecânica em relação às de origem térmica.

A seguir, são apresentados os resultados de tensão residual obtidos para os 24 ensaios realizados.

4.4.1 Influência da velocidade do jato de fluido de corte (v_j) nas tensões residuais, para os testes com o rebolo convencional

A influência da velocidade de saída do jato de fluido de corte na tensão residual, utilizando-se o rebolo convencional, foi avaliada, para os quatro fluidos de corte utilizados nesta pesquisa: o óleo de corte, a emulsão à base de óleo vegetal, a solução e a emulsão à base de óleo

mineral, sendo os resultados apresentados nas Figuras 78, 79, 80, 81, respectivamente.

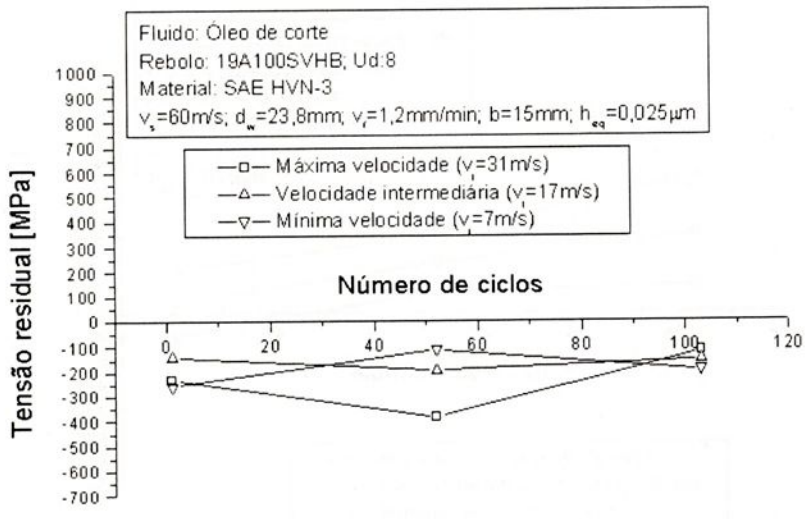


FIGURA 78 – Resultados de tensão residual para o óleo de corte, variando-se (v_j), para o rebolo convencional

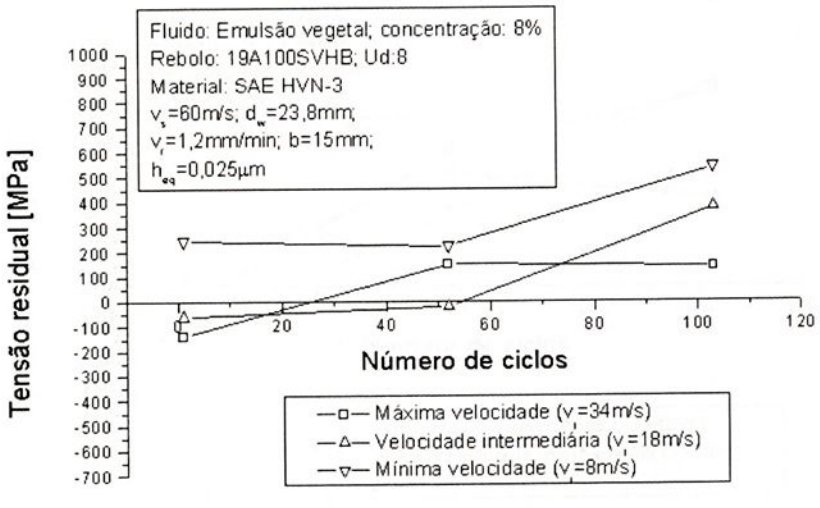


FIGURA 79 – Resultados de tensão residual para a emulsão vegetal, variando-se (v_j), para o rebolo convencional

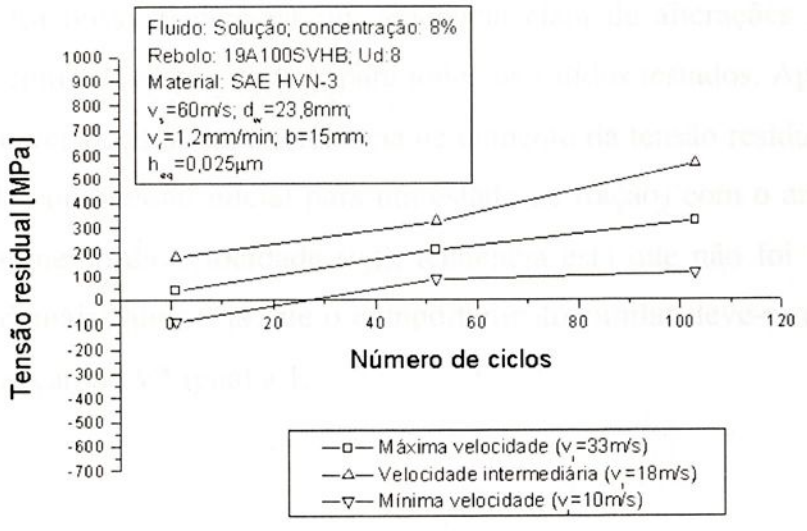


FIGURA 80 – Resultados de tensão residual para a solução, variando-se (v_j), para o rebolo convencional

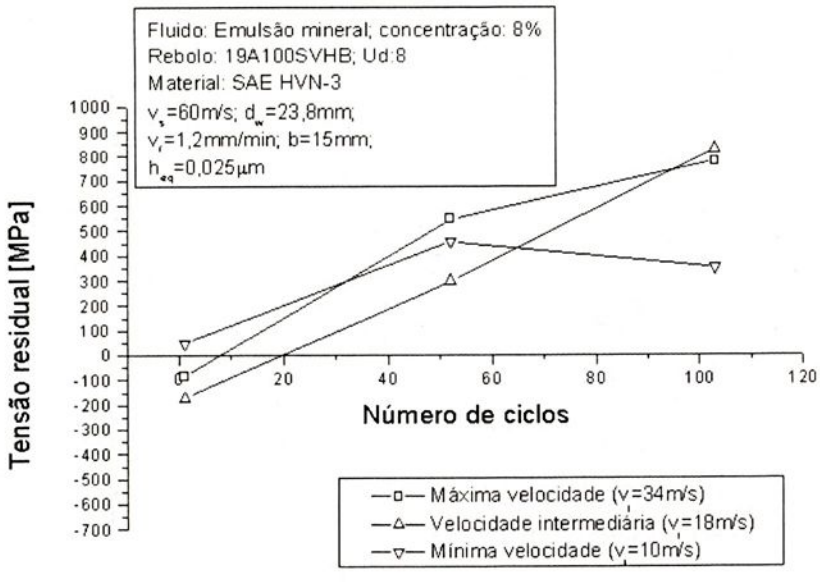


FIGURA 81 – Resultados de tensão residual para a emulsão mineral, variando-se (v_j), para o rebolo convencional

Analisando-se os resultados apresentados nas Figuras 78 a 81, não foi possível detectar um tendência clara de alterações na tensão residual com a variação de (v_j), para todos os fluidos testados. Apenas para a solução verificou-se uma tendência de aumento da tensão residual (de um estado de compressão inicial para um estado de tração) com o aumento da vazão (aumento da velocidade (v_j)), tendência esta que não foi verificada para os demais fluidos, já que o comportamento similar deve-se ao fato da não utilização de V* igual a 1.

4.4.2 Influência da velocidade do jato de fluido de corte (v_j) nas tensões residuais, para os testes com o rebolo superabrasivo

As Figuras 82, 83, 84, 85 apresentam, respectivamente, a influência da velocidade de saída do jato de fluido de corte, na tensão residual, utilizando-se o rebolo superabrasivo, para os quatro fluidos de corte utilizados nesta pesquisa: óleo de corte, emulsão à base de óleo vegetal, solução e emulsão à base de óleo mineral.

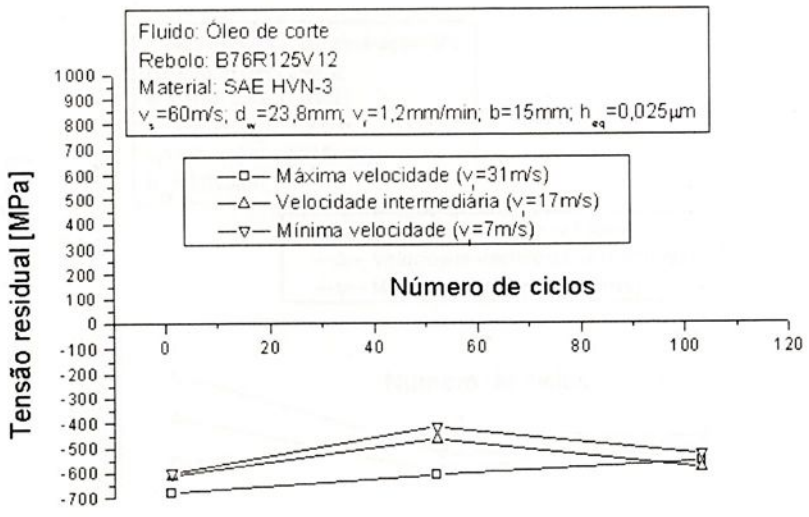


FIGURA 82 – Resultados de tensão residual para o óleo de corte, variando-se (v_j), para o rebolo superabrasivo

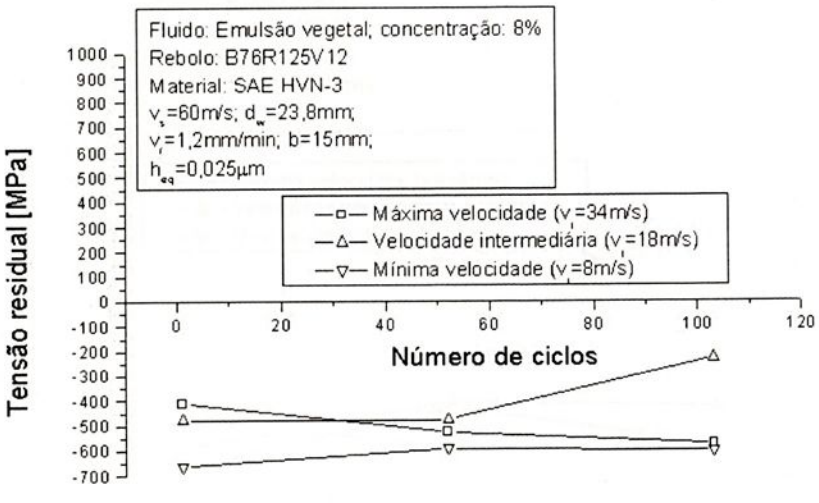


FIGURA 83 – Resultados de tensão residual para a emulsão vegetal, variando-se (v_j), para o rebolo superabrasivo

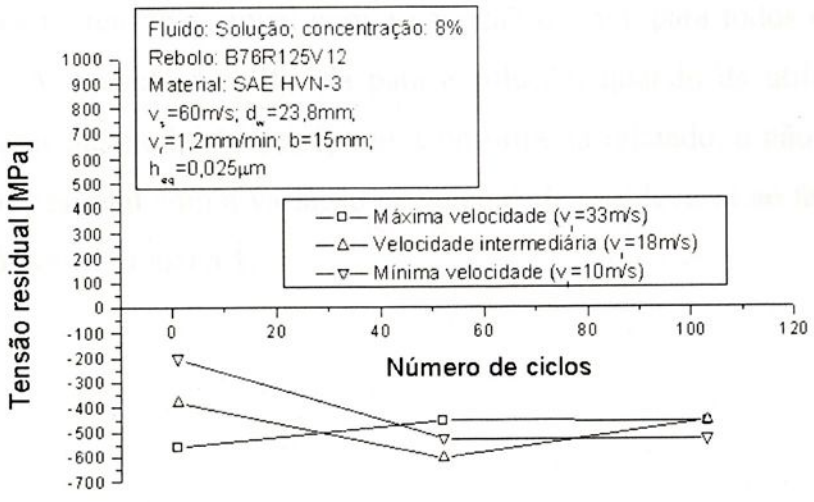


FIGURA 84 – Resultados de tensão residual para a solução, variando-se (v_j), para o rebolo superabrasivo

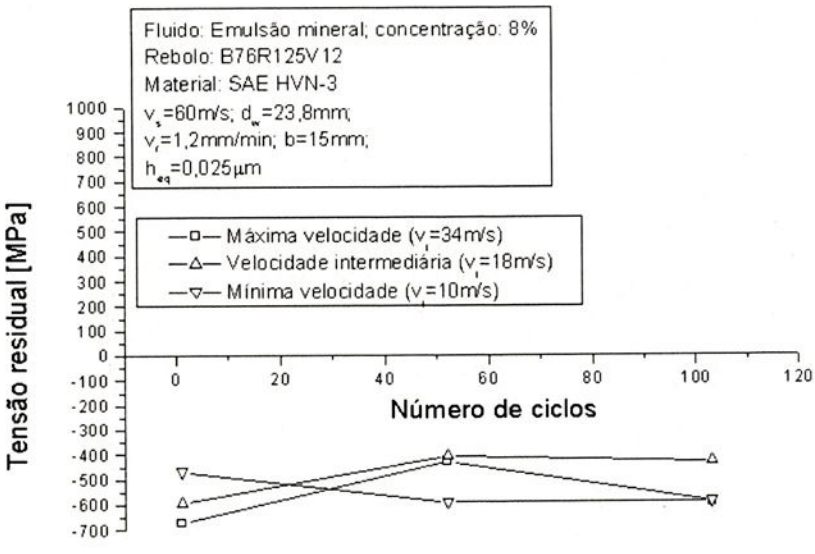


FIGURA 85 – Resultados de tensão residual para a emulsão mineral, variando-se (v_j), para o rebolo superabrasivo

Novamente, não foi possível detectar um tendência clara de alterações na tensão residual com a variação de (v_j), para todos os fluidos testados. A tendência verificada para a solução, quando da utilização do rebolo convencional, não se repetiu. Conforme já relatado, a não alteração da tensão residual com a variação da velocidade (v_j) deve-se ao fato da não utilização de V* igual a 1.

cm 1 2 3 4 5 6 7 unesp 11 12 13 14 15 16 17 18

4.4.3 Comparação das tensões residuais para as três velocidades de saída do jato de fluido de corte (v_j), alterando-se os tipos de fluido de corte e de rebolo utilizados

Neste item, as Figuras 86, 87, 88 apresentam a comparação dos valores da tensão residual, para as três diferentes velocidades (v_j) utilizadas nos ensaios, alterando-se os tipos de fluido de corte e rebolo testados.

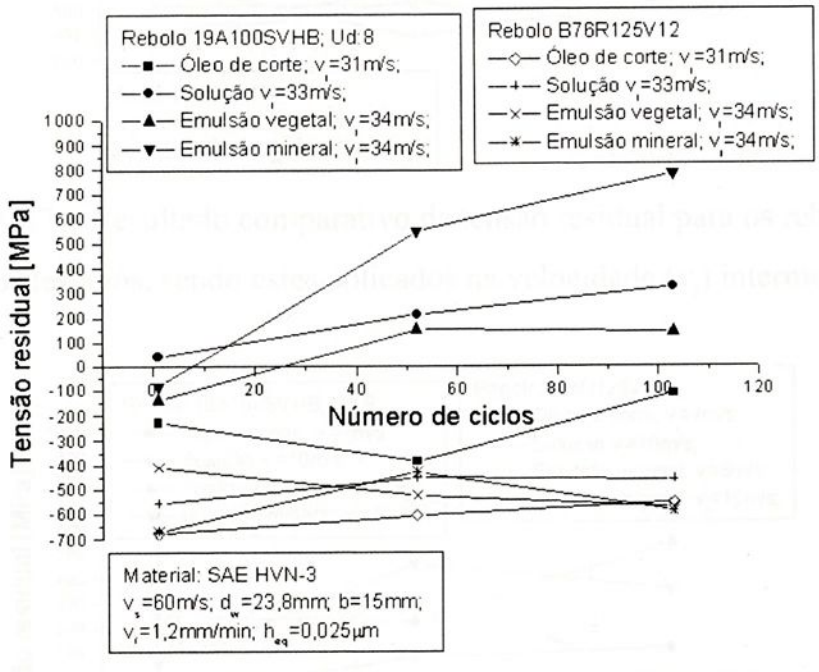


FIGURA 86 – Resultado comparativo da tensão residual para os rebolos e os fluidos testados, sendo estes aplicados na máxima velocidade (v_j)

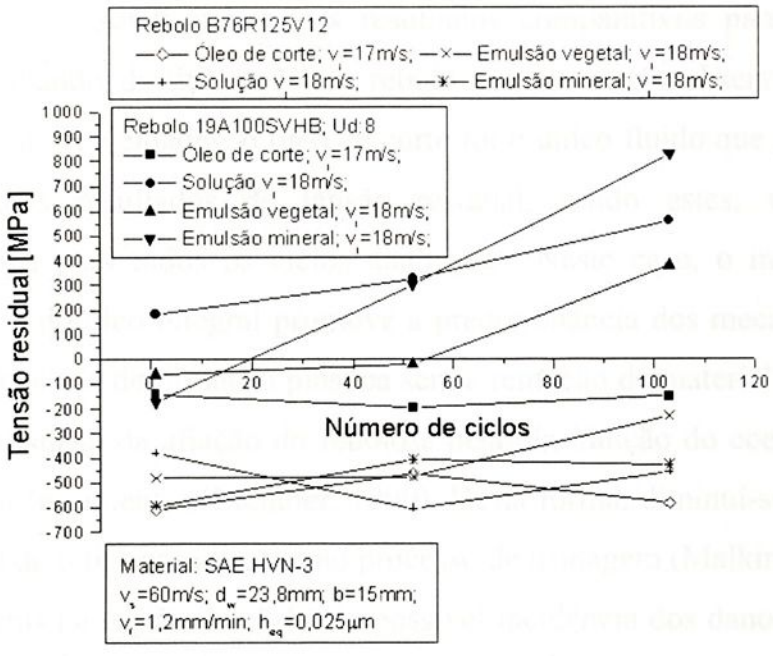


FIGURA 87 – Resultado comparativo da tensão residual para os rebolos e os fluidos testados, sendo estes aplicados na velocidade (v_j) intermediária

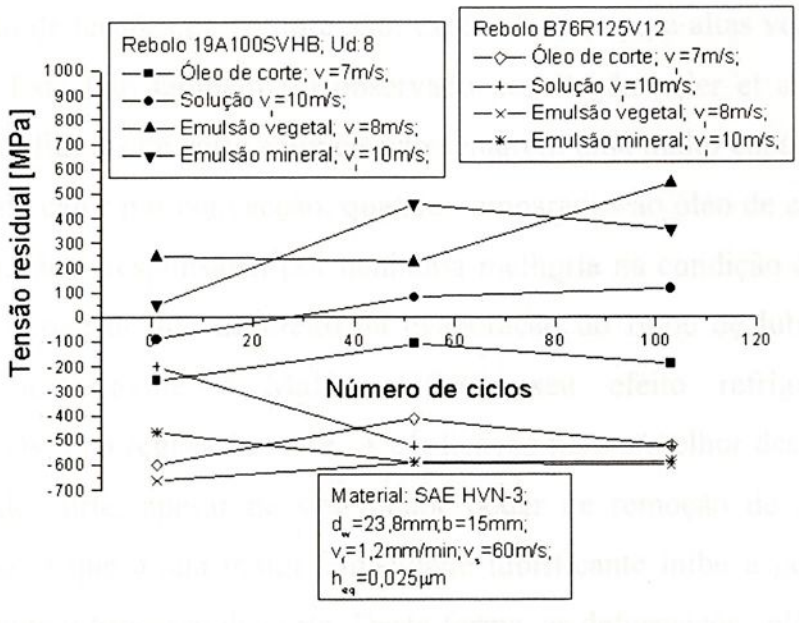


FIGURA 88 – Resultado comparativo da tensão residual para os rebolos e os fluidos testados, sendo estes aplicados na mínima velocidade (v_j)

Analisando-se os resultados comparativos para a tensão residual, quando da utilização do rebolo convencional, observou-se que, para todas as velocidades, o óleo de corte foi o único fluido que apresentou os melhores resultados de tensão residual, sendo estes, valores de compressão, para todos os ciclos analisados. Neste caso, o maior poder lubrificante do óleo integral promove a predominância dos mecanismos de corte ao invés da deformação plástica sem a remoção de material (*plowing*), pela manutenção da afiação do rebolo e pela diminuição do coeficiente de atrito peça-ferramenta (Hitchiner, 1990). Desta forma, diminui-se a energia específica de retificação gerada no processo de usinagem (Malkin, 1989), as temperaturas na região de corte e a possível incidência dos danos térmicos, os quais levam o surgimento das tensões residuais de tração.

Neste caso, o óleo de corte proporcionou uma redução nas tensões residuais, mesmo utilizando-se um rebolo convencional, permitindo a obtenção de tensões de compressão, especialmente para altas velocidades de corte. Este fato também foi observado por Brinksmeier et al. (1982). Apesar dos fluidos de corte solúveis apresentarem uma maior capacidade de remoção de calor por convecção, quando comparados ao óleo de corte, esta vantagem não é responsável por nenhuma melhoria na condição da tensão residual, já que devido ao efeito da evaporação do filme de lubrificante, descrito por Lavine e Malkin (1990), seu efeito refrigerante é negligenciável na região de corte. A explicação para o melhor desempenho do óleo de corte, apesar de seu menor poder de remoção de calor por convecção, é que a sua maior capacidade lubrificante inibe a geração de calor durante o processo de corte. Desta forma, as deformações plásticas na zona de retificação levam à geração de tensões de compressão.

Tensões de compressão foram observadas para todos os fluidos testados, quando da utilização do rebolo de CBN. Este fato já era esperado, pois as diferenças entre os estados de tensão residual conferidos



quando da utilização de rebolos de CBN e de Al_2O_3, tem suas razões básicas nas propriedades físicas de seus abrasivos, sendo elas:

a) O grão de CBN é mais duro que o de Al_2O_3, o que permite um menor desgaste do grão, menores forças de retificação e uma menor geração de calor.

b) A condutividade térmica dos grãos de CBN é quarenta vezes maior que a do grão de Al_2O_3, o que permite uma menor partição da energia gerada para a peça (ε = 20%) (Kohli et al., 1995). Isto facilita o controle dimensional da peça, permitindo assegurar a integridade superficial do componente usinado.

c) Após o perfilamento, os grãos de CBN apresentam uma superfície de estrutura fina, com arestas de corte secundárias. Estas favorecem os mecanismos de formação do cavaco, aos invés do *plowing*. Os grãos de Al_2O_3 após a dressagem, apresentam, freqüentemente, grãos com arestas de corte achatadas, as quais levam ao aumento de suas áreas de corte e, conseqüentemente, do calor induzido por atrito.

Além desses fatores, o rebolo de CBN é muito menos sensível à variações na quantidade de material removido, garantindo tensões residuais de compressão, mesmo após longos períodos de retificação (Brinksmeier, 1986). Isto é observado nas Figuras 86, 87 e 88, pelo comportamento estável dos valores de tensão residual para o rebolo de CBN com o aumento do número de ciclos. Entretanto, os rebolos Al_2O_3 também estão aptos a gerar tensões residuais de compressão, mas somente logo após a dressagem, conforme apresentado nas mesma Figuras, para os fluidos de corte solúveis. Com o aumento do volume de material removido, a tensão residual tende a ser de tração e de maior intensidade para o rebolo convencional.



Conforme apresentado, o rebolo de CBN gerou os melhores valores de tensão residual (maiores valores de compressão), para todos os fluidos de corte testados. Tensões residuais de compressão são consideradas benéficas nas propriedades mecânicas dos materiais, aumentando a resistência à fadiga, enquanto as tensões de tração são prejudiciais quanto à resistência mecânica, à corrosão e ao desgaste (abrasão à altas temperaturas). Estas últimas levam a uma maior velocidade de propagação de trincas e, conseqüente, redução da vida útil do componente, ou a sua falha por fadiga.

cm 1 2 3 4 5 6 7 unesp 11 12 13 14 15 16 17 18

4.5 Resultados para o desgaste radial

A Figura 89 apresenta um exemplo do perfil do rebolo impresso no aço SAE 1020, o qual foi obtido utilizando-se o programa Talyprof, utilizado para o cálculo do desgaste radial do rebolo.

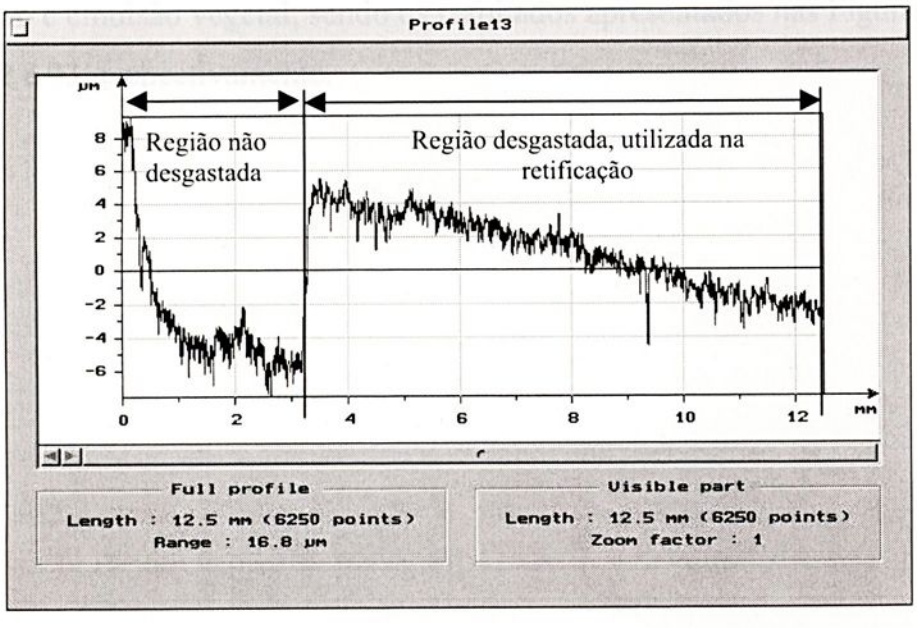


FIGURA 89 – Perfil do rebolo impresso no aço SAE 1020, utilizado no cálculo do desgaste radial do rebolo

Nesta Figura, pode-se visualizar duas regiões distintas. A desgastada, a qual corresponde a impressão de parte do perfil do rebolo que realizou o corte de material nos ensaio e a não desgastada, adotada como referência. A média das duas regiões é calculada, sendo o desgaste radial do rebolo calculado pelo módulo da diferença entre as médias.

As Figuras subseqüentes apresentam os resultados obtidos para os 24 ensaios realizados.

4.5.1 Influência da velocidade do jato de fluido de corte (v_j) no desgaste radial, para os testes com o rebolo convencional

A influência da velocidade de saída do jato de fluido de corte no desgaste radial do rebolo convencional, foi avaliada para os quatro fluidos de corte utilizados nesta pesquisa: óleo de corte, emulsão vegetal, solução e emulsão vegetal, sendo os resultados apresentados nas Figuras 90, 91, 92 e 93, respectivamente.

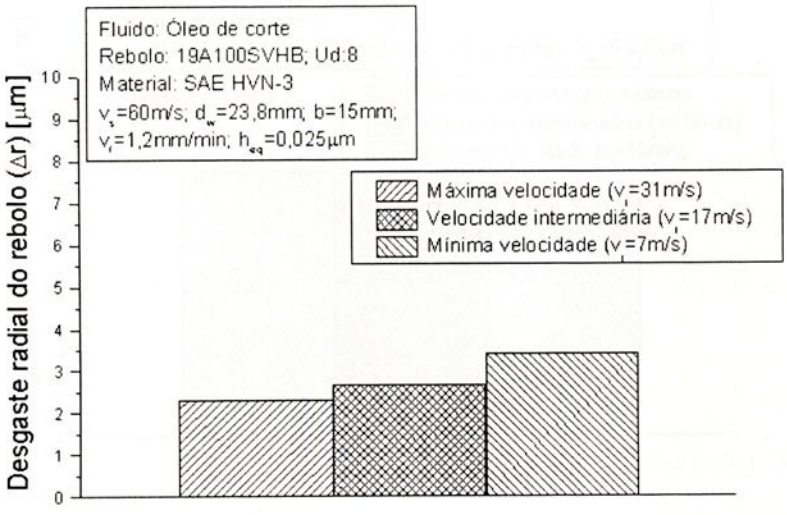


FIGURA 90 – Resultados do desgaste radial para o óleo de corte, variando-se (v_j), para o rebolo convencional

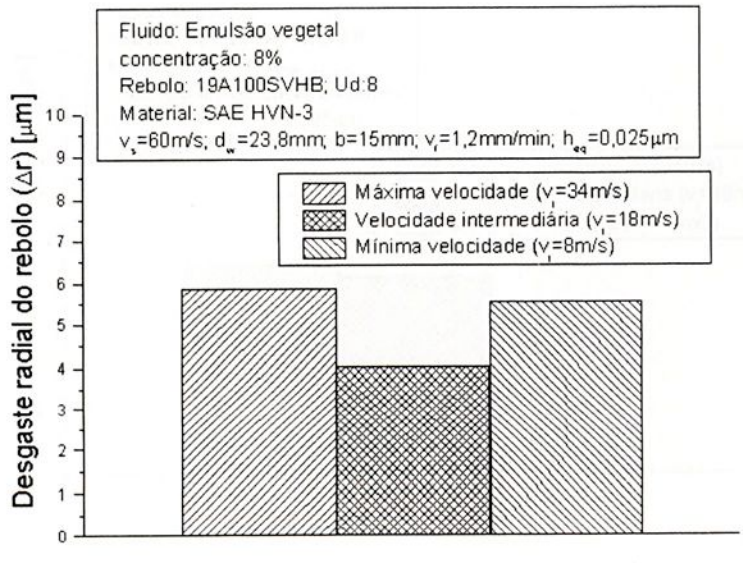


FIGURA 91 – Resultados do desgaste radial para a emulsão vegetal, variando-se (v_j), para o rebolo convencional

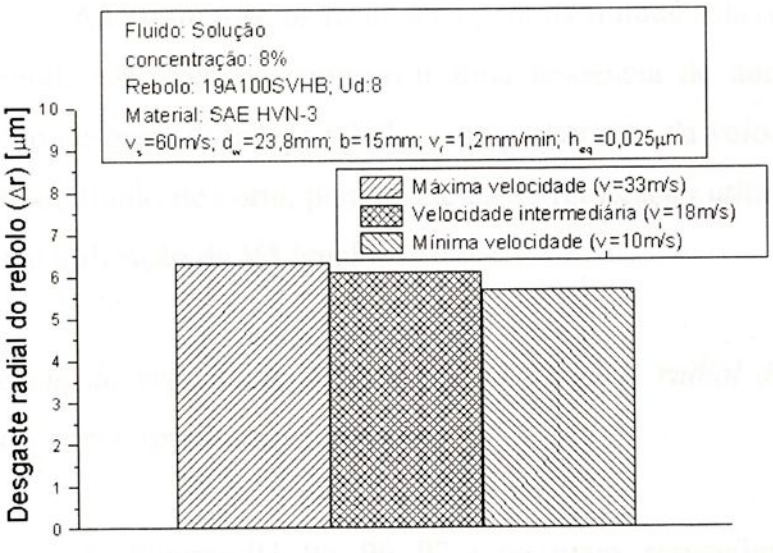


FIGURA 92 – Resultados do desgaste radial para a solução, variando-se (v_j), para o rebolo convencional

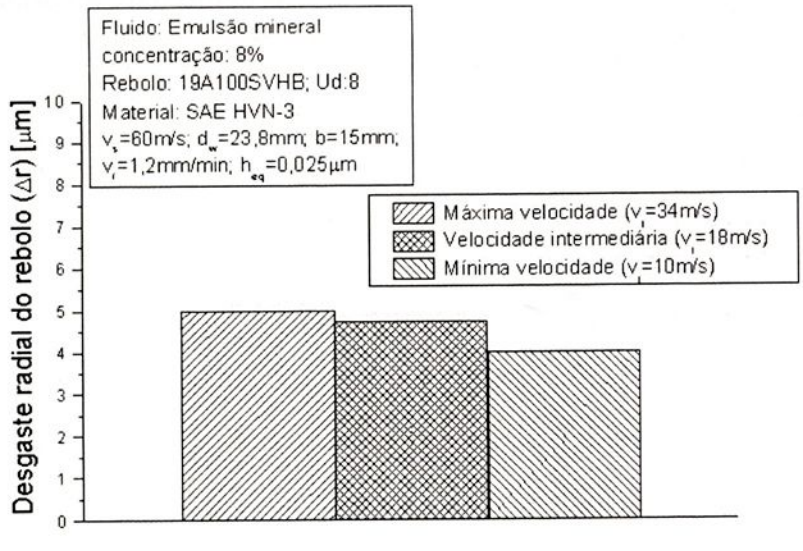


FIGURA 93 – Resultados do desgaste radial para o fluido a emulsão mineral, variando-se (v_j), para o rebolo convencional

Analisando-se os resultados para os fluidos solúveis e para o óleo integral, não pôde-se comprovar uma tendência de aumento ou diminuição do desgaste radial do rebolo, com a alteração da velocidade de saída do jato de fluido de corte, para os ciclos de retificação utilizados, em virtude da não utilização de V* igual a 1.

4.5.2 Influência da velocidade do jato (v_j) no desgaste radial do rebolo, para os testes com o rebolo superabrasivo

As Figuras 94, 95, 96, 97 apresentam, respectivamente, a influência da velocidade de saída do jato de fluido de corte, no desgaste radial do rebolo superabrasivo, para os quatro fluidos de corte utilizados nesta pesquisa: óleo de corte, emulsão à base de óleo vegetal, solução e emulsão à base de óleo mineral.

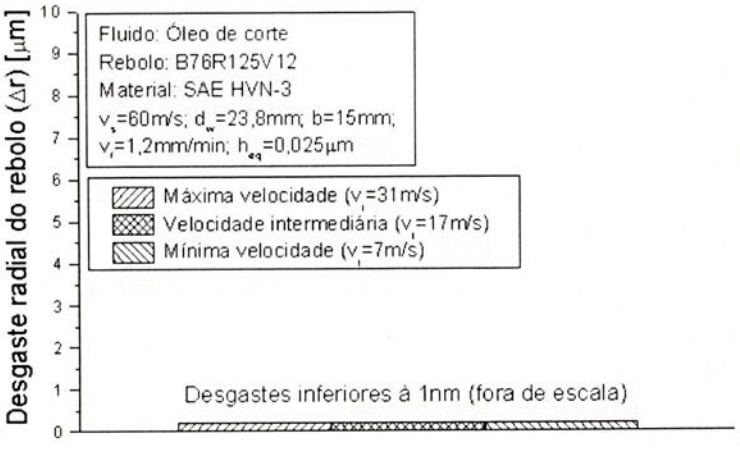


FIGURA 94 – Resultados do desgaste radial para o óleo de corte, variando-se (vj), para o rebolo superabrasivo

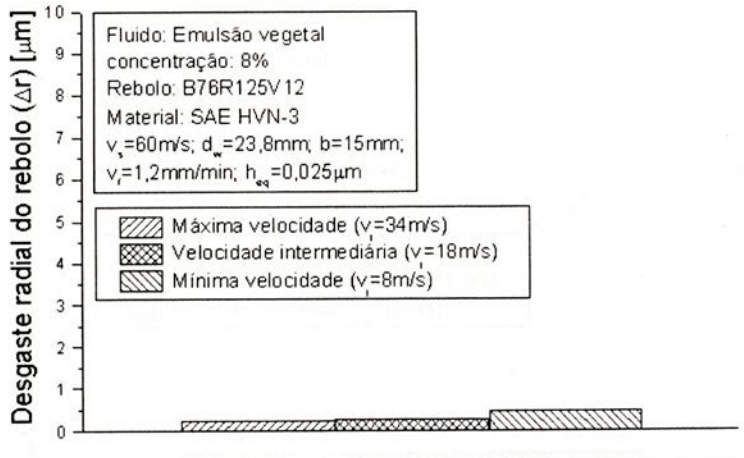


FIGURA 95 – Resultados do desgaste radial para a emulsão vegetal, variando-se (v_j), para o rebolo superabrasivo

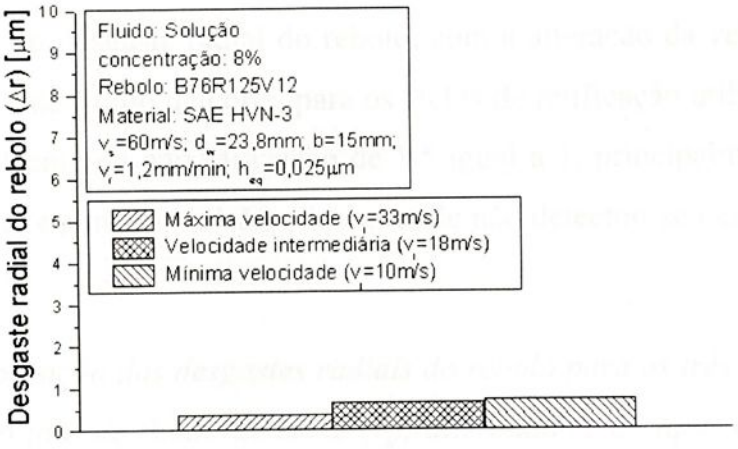


FIGURA 96 – Resultados do desgaste radial para a solução, variando-se (v_j), para o rebolo superabrasivo

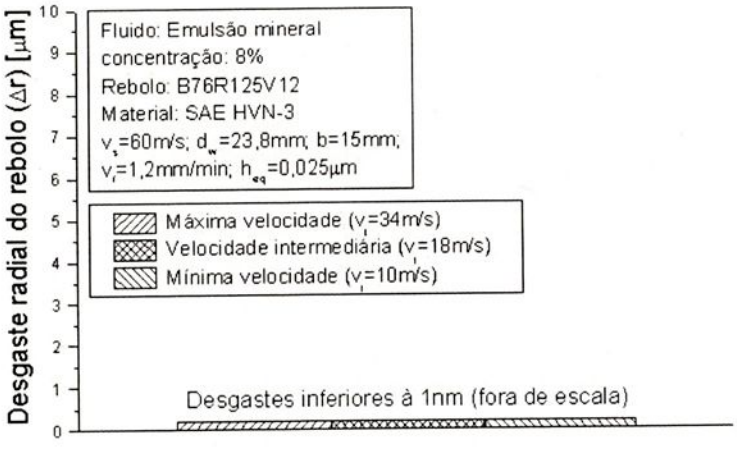


FIGURA 97 – Resultados do desgaste radial para o fluido a emulsão mineral, variando-se (v_j), para o rebolo superabrasivo

Analisando-se os resultados para os fluidos testados, novamente, não pôde-se comprovar uma tendência de aumento ou diminuição do desgaste radial do rebolo, com a alteração da velocidade de saída do jato de fluido de corte, para os ciclos de retificação utilizados. Este fato é decorrente da não utilização de V* igual a 1, principalmente para o óleo de corte e para a emulsão mineral onde não detectou-se desgaste radial do rebolo.

4.5.3 Comparação dos desgastes radiais do rebolo para as três velocidades de saída do jato de fluido de corte (v_j), alterando-se os tipos de fluido de corte e de rebolo utilizados

Neste item, as Figuras 98, 99 e 100 apresentam a comparação entre os valores do desgaste radial do rebolo, obtidos para as três diferentes velocidades (v_j) utilizadas nos ensaios para os rebolos convencional e superabrasivo, alterando-se o tipo de fluido de corte testado.

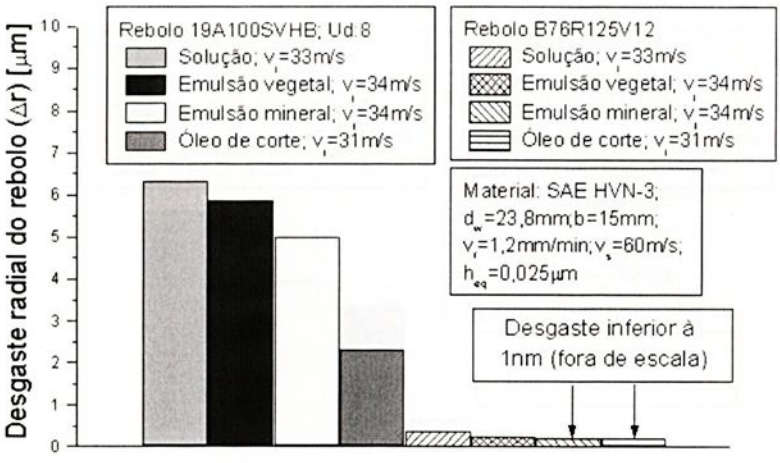


FIGURA 98 – Resultado comparativo do desgaste radial do rebolo para os fluidos e os rebolos testados, quando aqueles aplicados na máxima velocidade (v_j)

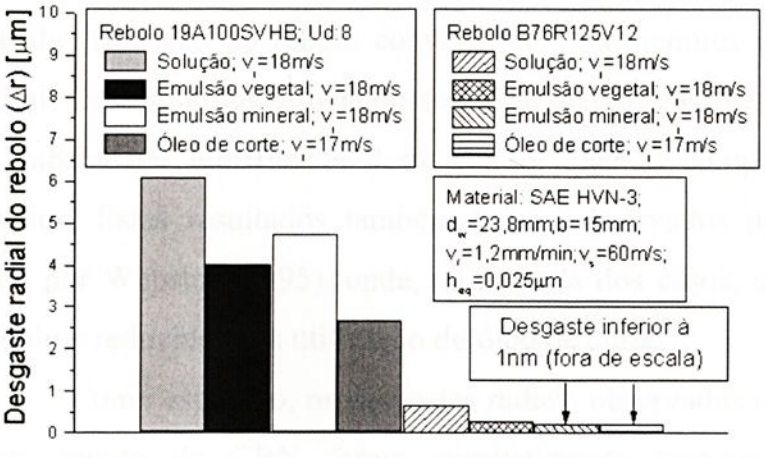


FIGURA 99 – Resultado comparativo do desgaste radial do rebolo para os fluidos e os rebolos testados, sendo aqueles aplicados na velocidade (v_j) intermediária

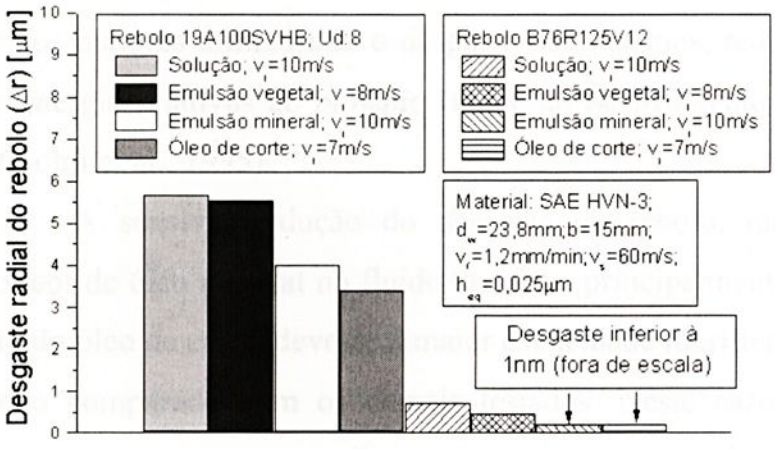


FIGURA 100 – Resultado comparativo do desgaste radial do rebolo, para os fluidos e os rebolos testados, sendo aqueles aplicados na mínima velocidade (v_j)

Analisando-se as Figuras 98, 99 e 100, pôde-se observar que, quando da utilização do rebolo convencional, os menores valores de desgaste radial, foram obtidos utilizando-se o óleo de corte. Isto é explicado pela maior capacidade lubrificante deste fluido, quando comparado aos demais testados. Estes resultados também foram observados por Carius (1989) citado por Webster (1995), onde, na maioria dos casos, o desgaste radial do rebolo é reduzido pela utilização do óleo de corte.

Como esperado, os desgastes radiais observados quando da utilização do rebolo de CBN foram sensivelmente menores que os observados para o rebolo convencional, principalmente quando da utilização do óleo de corte e da emulsão mineral. Nestes casos, não detectou-se desgaste radial do rebolo. O menor desgaste do rebolo de CBN deve-se ao fato da maior dureza de seus grãos, quando comparada à do grão

de óxido de alumínio (dureza Knoop do grão de CBN é de 4.500 e do grão de Al_2O_3 é de 2.500 kg/mm^2). Isto mantém a capacidade de corte do rebolo durante tempos maiores diminuindo o desgaste dos mesmos, reduzindo as parcelas de energia relativas ao *plowing* (u_{pl}) e ao deslizamento de grãos cegos (u_{sl}) (Kohli et al., 1995).

A sensível redução do desgaste do rebolo, quando do aumento do teor de óleo mineral no fluido de corte, principalmente quando da utilização do óleo de corte, deve-se à maior capacidade lubrificante deste fluido quando comparado com os demais testados. Neste caso há uma redução do atrito entre o cavaco e o ligante, levando a menores desgastes do rebolo, conforme relatado por Brinksmeier et al. (1982).

5. CONCLUSÕES

A partir da análise comparativa entre os diferentes tipos de fluido de corte e o rebolo testados, pôde-se concluir que:

1) Para a faixa de velocidades do jato de fluido de corte (v_j) testada, a variação de (v_j) não afetou as variáveis de saída medidas, já que em nenhuma das três velocidades (v_j) utilizadas, obteve-se V* igual a 1, devido à limitações técnicas. Neste caso, não atingiu-se a condição ótima de aplicação de fluido de corte, o que permitiria a obtenção de melhorias nas variáveis de saída. Todavia, detectou-se, para o óleo de corte, uma velocidade (v_j) mínima, acima da qual, os resultados de rugosidade podem ser melhorados.

2) O tipo de fluido de corte adotado influenciou, de forma significativa, as variáveis de saída monitoradas, nos testes com o rebolo convencional. Este apresenta grãos com dureza e condutividade térmica inferiores a dos grãos de CBN. A utilização do óleo de corte permitiu a redução dos valores de força de corte, rugosidade, desgaste radial do rebolo e a obtenção de tensões residuais de compressão, pelo favorecendo do corte, função de seu maior poder lubrificante, o que reduz o atrito e a geração de calor na zona de retificação. Todavia, dentro da zona de retificação, a refrigeração por convecção pode ser, usualmente, negligenciada para a retificação convencional, devido à ocorrência do efeito de evaporação do filme de fluido de corte, sendo que este efeito é mais crítico para os fluidos de corte solúveis, utilizados nesta pesquisa. Já para o rebolo de CBN, dentre as variáveis de saída monitoradas, o tipo de fluido de corte influenciou apenas o desgaste radial do rebolo, eliminando-o, com o aumento do teor de óleo mineral. Todavia, para o rebolo de CBN, os melhores valores de força de corte e tensão residual devem-se, principalmente, às características

cm 1 2 3 4 5 6 7 unesp 11 12 13 14 15 16 17 18

técnicas superiores deste rebolo (maior dureza e condutividade térmica de seus grãos), o que mantém a capacidade de corte do mesmo durante tempos maiores. Desta forma, diminui-se o desgaste dos mesmos, reduzindo-se as parcelas de energia relativas ao *plowing* (u_{pl}) e ao deslizamento de grãos cegos (u_{sl}). Isto permite uma redução nas temperaturas geradas, as quais são mais facilmente dissipadas. Conseqüentemente, uma fração muito maior do calor gerado é transportado para fora da zona de retificação pela ferramenta abrasiva, ao invés do mesmo fluir pela peça. A ação do fluido de corte na dissipação do calor na região de corte pode ser desprezada, devido ao efeito da evaporação do filme de fluido de corte.

3) O tipo de rebolo influenciou o desempenho da variáveis de saída monitoradas, alterando os valores da força de corte, rugosidade e tensão residual. A utilização do rebolo de CBN permitiu a redução da força de corte, e principalmente a obtenção de tensões de compressão para todos os tipos de fluido de corte testados, fato este que não ocorreu para o convencional. Para este, tensões de compressão só foram obtidas, quando da utilização do óleo de corte, ou no primeiro ciclo de retificação para os outros fluidos. O melhor desempenho do rebolo de CBN deve-se, principalmente: a maior dureza de seus grãos, o que reduz o desgaste e favorece o corte, gerando menos calor na região de corte e à maior condutividade térmica destes, possibilitando uma menor partição de energia.

4) Levando-se em consideração os requisitos ambientais atuais e a análise dos resultados obtidos para as variáveis de saída monitoradas, o rebolo mais adequado para a retificação do aço SAE HVN-3 seria o de CBN. Esta escolha é baseada nos menores valores de força de corte, e as tensões residuais de compressão obtidas para todos os fluidos testados. Os elevados valores de rugosidade obtidos para este rebolo, quando comparados aos do rebolo convencional, podem ser reduzidos

cm 1 2 3 4 5 6 7 unesp 11 12 13 14 15 16 17 18

através da adoção de um tamanho de grão mais adequado, bem como através de um condicionamento inicial mais efetivo da ferramenta, utilizando-se de técnicas de monitoramento.

6) Já quanto a escolha do tipo de fluido de corte mais adequado, a primeira escolha seria a utilização do óleo de corte, devido ao seu maior poder lubrificante e a alta capacidade de redução do desgaste radial. Todavia, dentre os fluidos testados, o óleo de corte é o mais insalubre, sendo necessária a utilização de equipamentos de proteção individual (EPI), evitando o contato prolongado, prevenindo-se de dermatites e de possíveis problemas respiratórios. Além disso, existe uma tendência nos países europeus, de redução da utilização de óleos de corte, devido ao elevado custo, mas principalmente pelos riscos que podem causar a saúde humana (Webster 1995). Neste caso, uma análise criteriosa deve ser efetuada, dentre os possíveis tipos de fluidos de corte solúveis, englobando principalmente, os custos de manutenção e descarte, já que para as variáveis de saída monitoradas, os quatro fluidos testados apresentaram comportamentos semelhantes para o rebolo de CBN. Todavia, diferenças significativas foram observadas no desgaste radial do rebolo, onde o óleo de corte e a emulsão mineral apresentaram desempenho superior aos demais fluidos, eliminando o desgaste.

unesp

6. SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

1) A realização de novos ensaios adotando-se V* igual a 1.

2) Avaliação microestrutural das amostras analisadas por tensão residual, buscando-se associar o tipo de tensão presente com possíveis alterações microestruturais, decorrentes da reaustenitização do material e seu subsequente resfriamento.

3) Difusão e implementação de sistemas de monitoramento que permitam um correto condicionamento inicial do rebolo de CBN, um balanceamento adequado e uma contato rebolo-peça uniforme durante a retificação, já que desempenho deste rebolo é fortemente influenciado por estes fatores.

4) A utilização de EPI e o desenvolvimento de sistema de proteção para operador de retificadora, principalmente com relação a proteção de suas vias respiratórias, já que existem divergências quanto aos danos que a inalação da névoa gerada pode trazer.

cm 1 2 3 4 5 6 7 unesp 11 12 13 14 15 16 17 18

7. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

ASM International Handbook Committee, Metals Handbook, 6ª edição, Cap. 27, Maio de 1991, p. 14-20.

BIANCHI, E.C. Ação da geometria teórica do cavaco no desgaste de rebolos de CBN com ligante resinóide. São Carlos, 1992. 152p. Tese (Doutorado em Engenharia Mecânica). Escola de Engenharia de São Carlos - USP.

BIANCHI, E.C. Ação das condições de dressagem na vida de rebolos na retificação de precisão. São Carlos, 1990. 116p. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica). Escola de Engenharia de São Carlos - USP.

BIENKOWSKI, K., "Coolants & lubricants – Staying pure" Manufacturing Engineering, April, 1993, p.55-61.

BRINKSMEIER, E. "Randzonenanalyse geschliffener Werkstücke", VDI-Verlag, Düsseldorf, 1982.

BRINKSMEIER, E. "A Model for the Development of Residual Stresses in Grinding", In: NIKU-LARI, A. Advances in Surface Treatments. 5.ed. Pergamon Press, vol. 5, 1986, p.173 a 189.

BRINKSMEIER, E.; CAMMETT, J. T.; KÖNIG, W.; LESKOVAR, P.; PETERS, J.; TÖNSHOFF, H. K., "Residual stresses – measurement and causes in machining processes", Annals of the CIRP, Vol.31/2, 1982, p.491-510.

CHARLES, J.A.; CRANE, F.A.A. "Materials for engines and power generation" In: CHARLES, J.A.; CRANE, F.A.A. "Selection and Use of Enginnering Materials", 2 ed., Butterworth-Heinemann Ltda., Cap. 17, 1989, p. 280-287.

ENGINEER, F.; GUO, C.; MALKIN S., "Experimental Measurement of the Cooling Flow through the Grinding Zone" ASME Journal of Engineering for Industry, Vol. 114, 1992, p.51.

cm 1 2 3 4 5 6 7 unesp 11 12 13 14 15 16 17 18

GUO, C.; MALKIN, S. "Analysis of fluid through grinding zone". ASME Journal of Engineering for Industry, Vol. 114, 1992, pp427-434.

GUO, C.; MALKIN, S. "Analytical and Experimental Investigation of Burnout in Creep-Feed Grinding", Annals of the CIRP., 43/1, 1994, p. 283-286.

GUO, C.; MALKIN, S. "Efectiveness of Cooling in Grinding". CIRP Annual Convention, STG, Enschede, 1995.

GUO, C.; MALKIN, S. "Analysis of Energy Partition in Grinding" ASME Journal of Engineering for Industry Vol. 117, 1995a, p. 55-61.

HITCHINER, M. P. "Precision Grinding Systems for Production Grinding with Vitrified CNB" SME Technical Paper MR90-507, 1990, p 1-11.

HOWES, T. "Assessment of the cooling and lubricative properties of grinding fluids" Annals of the CIRP., 39/1, 1990, p. 313-316.

HOWES, T.; TOENSCHOFF, H. K.; HEUER, W. "Environmental aspects of grinding fluids" CIRP Grinding STC Keynote Paper, 1991, p. 1-15

JAEGER, J. C. "Moving Sources of Heat and the Temperature at Sliding Contacts Proc, Royal Society of New South Wales, 76, 1942, p. 203-224

JAHANMIR, S., STRAKNA T. J. et al, "Effect of grinding on strenght and surface integrity of silicon nitride. Machining of advanced ceramics Conf. NIST, 1993, p. 263-277.

JOHNSON, G. A. "Beneficial Compressive Residual Stress Resulting from CBN Grinding" SME Second International Grinding Conference, Philadelphia, Pennsylvania, 1986, p. 1-12.

KANNAPPAN, S.; MALKIN, S. "Effects of the Grain Size and Operation Parameters on the Mechanics of Grinding", ASME Journal of Engineering for Industry, Vol. 94, 1972, p.838-842.

KING, R. I.; HANN, R. S. "Handbook of Modern Grinding Technology." 3 ed. cap.6, 1992, p.119-167.

cm 1 2 3 4 5 6 7 unesp 11 12 13 14 15 16 17 18

KOHLI S.P., GUO, C.; MALKIN, S. "Energy Partition for Grinding with Aluminum Oxide and CBN Abrasive Wheels". ASME Journal of Engineering for industry, Vol. 117, 1995, p. 160-168.

KOVACEVIC, R; MOHAN R. "Effect of high speed grinding fluid on surface grinding performance". SME Technical paper MR95-213, 1995, p. 919-931,.

KRAR, S. F.; RATTERMAN, E. "Superabrasives - grinding and machining with CBN and Diamond". MacGraw-Hill Publishing Division, 1990, 196p.

KRISHNAN, N.; GUO, C.; MALKIN, S. "Fluid Flow Through the Grinding Zone in Creep-Feed Grinding" Proceedings of the 1st International Machining and Grinding Conference, SME, 1995.

LAVINE, A.S. "A Simple Model for Convective Cooling During the Grinding Process". ASME Journal of Engineering for Industry, Vol. 110, 1988, p. 1-6.

LAVINE, A. S.; MALKIN, S. "The Role of Cooling in Creep-Feed Grinding, International Journal of Advanced Manufacturing Technology, vol 110, 1990, p. 1.

LAVINE, A.S., MALKIN, S.; JEN, T.C "Thermal Aspects of Grinding with CBN Abrasives", Annals of the CIRP, Vol.38/1, 1989, p.557-560.

MALKIN, S. "Thermal Aspects of Grinding, Part 2 – Surface Temperatures and Workpiece Burn", Trans., ASME, J of Eng. For Ind., 96, 1974, p. 482.

MALKIN, S. "Current Trends in CBN Grinding Technology", Annals of the CIRP., 34/1, 1985, p. 557-560.

MALKIN, S. "Grinding Mechanisms" e "Grinding Temperatures and Thermal Damage", In: MALKIN, S. Grinding Technology: theory and aplications of machining with abrasives. 1.ed. Chichester, Ellis Horwood Limited, 1989. Cap. 5 e 6, p.108 a 171.

cm 1 2 3 4 5 6 7 unesp 11 12 13 14 15 16 17 18

MALKIN, S.; ANDERSON, R. B. "Thermal Aspects of Grinding, Part 1 – Energy Partition" ASME Journal of Engineering for Industry Vol. 96, 1974, p. 1177-1183.

MARIS, M.; SNOYES, R. "Heat affected Zone in Grinding Operations" Proceedings of the 14th International Machining Tool Design and Research Conference, 1974, p. 659-669.

MARSHALL, E. R.; SHAW, M. C., "Forces in Dry Surface Grinding", Trans. ASME, 74, 1952, p. 51.

MAYER, J. E. e FANG G. P. "Diamond grinding of silicon nitride ceramic". Machining of advanced ceramics Conf. NIST, 1993, p. 171-183,.

MERCHANT, E. "Mechanics of the Metal Cutting Process", J. Appl. Phys., 16, 1945, p. 207

MOTTA, M. F., MACHADO A. R. "Fluidos de corte: tipos, funções ,seleção, métodos de aplicação e manutenção". Revista Máquinas e Metais, setembro de 1995, p. 44-56,

NBR 6405/1988 – "Rugosidades de superfícies". Associação Brasileira de Normas Técnicas, 1988, p. 1-9.

OLIVEIRA, J. F. G. Análise da ação do macroefeito de dressagem de rebolos no desempenho do processo de retificação. São Carlos, 1988. 272p. Tese (Doutorado em Engenharia Mecânica). Escola de Engenharia de São Carlos - USP.

ROUSE, H., ASCE, M., HOWE, J.W; METZLER, D.E., "Experimental investigation of fire monitors and nozzles, 117h ASCE Transactions,1952.

RUNGE, P. R. F., DUARTE, G. N. " Lubrificantes nas indústrias – Produção, manutenção e controle" Triboconcept – Edições Técnicas, 1990, p. 71-171,

unesp

SAE J784a – "Residual Stress Measurement by X-ray Diffraction" Society of Automotive Engineers, Inc., Second Edition, 1971, 119p.

SHAFTO, G. R..; HOWSE, T. D.; ANDREW, C. "Thermal Aspects of Creep-Feed Grinding" Proceedings of the 16th International Machine Tool Desing Research Conference, Manchester, Inglaterra, 1975.

SIMON, T. A. "O estágio atual da tecnologia das máquinas-ferramentas" Revista Máquinas e Metais, 1999, p. 88-108.

TÖNSHOFF, H. K.; GRABNER, T. "Cylindrical and Profile Grinding with Boron Nitride Wheels" Proceedings of the 5th International Conference on Production Engineering,Tókio, 1984, p. 326-343.

TORRANCE, A. A. "Cooling and Metalurgic Effects" University of Bristol, Inglaterra, 1980?, p. 1-5

UEDA, T.; SATO, M; SUGITA, T.; NAKAYAMA, K. "Thermal Behaviour of Cutting Grain in Grinding", Annals of the CIRP., 44/1, 1995, p. 325-328.

UEDA, T.; TANAKA, H. "Measurement of Grinding Temperature of Active Grains Using Infrared Radiation Pyrometer with Optical Fibre", Annals of the CIRP., 42/1, 1993, p. 405-408.

USITEC "Sistemas de refrigeração e filtragens para máquinas", Catálogo de Máquinas e equipamentos – Usitec – Máquinas e equipamentos eletromecânicos Ltda., 1999, p.1-20.

VANSEVENANT, IR. E. "Na Improved Mathematical Model to Predict Residual Stresees in Surface Plunge Grinding", Annals of the CIRP., 36, 1989, p. 413-416.

WEBSTER, J., "Selection of coolant type and application technique in grinding". Supergrind 1995, 1995, p. 205-218.

WEBSTER, J. "Optimizing coolant apllication systems for high producing grinding". Abrasives Magazine, 1999, Oct. /Nov. p. 34-41.

cm 1 2 3 4 5 6 7 unesp 11 12 13 14 15 16 17 18

YASUI, H.; TSUKUDA, S. "Influence of Fluid Type on Wet Grinding Temperature", Bull. Japan Soc. of Precision Engineering., n.2, vol. 17, 1983, p. 133-134

YE, N. E., PEARCE, T. R. A., "A comparison of oil and water as grinding fluids in the creep-feed grinding process, Proc. of I. Mech. E., 198B, 1984, p. 229-237



Anexo 1

A1.1 Regressão linear e equação de correlação dos valores de tensão de saída [V] em função do torque aplicado [N.m] – calibração estática do torquímetro

13/08/99 15:05

Linear Regression for Data1_B:
Y = A + B * X

Parameter	Value	Error	t-Value
	Prob>|t|		
A	-3,44206	0,05908	-58,25851
	<0.0001		
B	4,57221	0,01689	270,6872
	<0.0001		

R	R-Square(COD)	Adj. R-Square	Root-MSE(SD)	N
0,9999	0,9998	0,99978	0,09479	17

ANOVA Table:

Item	Degrees of Freedom	Sum of Squares	Mean Square	F
Statistic				
Model	1	658,34759	658,34759	
	73271,56185			
Error	15	0,13478	0,00899	
Total	16	658,48237		

Prob>F
<0.0001

A1.2 Regressão linear e equação de correlação dos valores de torque aplicado no eixo do motor de acionamento do rebolo [N.m] e potência elétrica consumida pelo motor de acionamento do rebolo [W]- calibração do sistema

20/10/99 10:47

Linear Regression for Data1_B:
Y = A + B * X

Parameter	Value	Error	t-Value	Prob>|t|
A	-14,05638	0,28533	-49,26297	<0.0001
B	0,01957	3,08656E-4	63,40887	<0.0001

R	R-Square(COD)	Adj. R-Square	Root-MSE(SD)	N
0,98469	0,96961	0,96937	0,32084	128

ANOVA Table:

Item	Degrees of Freedom	Sum of Squares	Mean Square	F Statistic
Model	1	413,88569	413,88569	4020,6845
Error	126	12,97033	0,10294	
Total	127	426,85602		

Prob>F

<0.0001

ABSTRACT

The aim of this study was the evaluation of the influence of the cutting fluid and grinding wheel types adopted in the grinding of the SAE HVN-3 steel, applied in the inlet engine valves manufacturing. Four cutting fluid types and two grinding wheel types were tested, analyzing their influence in the following outlet parameters: cutting force, roughness, workpiece geometrical error, residual stress and radial wheel wear. In addition to this, the cutting fluid jet velocity influence was evaluated in the same grinding quantities. As a result, it was possible to verify that, due to the non-unitary ratio between the cutting fluid jet velocity (v_j) and cutting speed (v_s), applied on this research, the variations in the jet velocity do not result in significant changes in the outlet parameters measured, except to the straight oil, where a minimal velocity (v_j) was detected, for both grinding wheels tested, analyzing the roughness results. The type of cutting fluid adopted resulted in changes in all the outlet parameters, when using the conventional grinding wheel, mainly when the straight oil was applied, due to its highest lubricant ability. Although, when using the CBN grinding wheel, the fluid type only reduced the radial wheel wear, not affecting the other outlet parameters. The grinding wheel type adopted resulted in changes in the cutting force, roughness and residual stresses. The best results were obtained when using the CBN grinding wheel, for all the cutting fluids tested, due to the highest thermal conductivity and hardness of its abrasive grains. For grinding this steel, the CBN grinding wheel is the best choice, permitting the adoption of one of the cutting fluids tested, considering that the straight oil and the mineral emulsion can reduce, sensitively, the radial wheel wear. The selection must be done in terms of acquisition, maintenance and disposal costs, matching the requirements of safeness for the operator and for the environment.

cm 1 2 3 4 5 6 7 unesp 11 12 13 14 15 16 17 18


0810000910