

MINISTÉRIO DA EDUCAÇÃO
UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO GRANDE DO SUL
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA

APLICAÇÃO DE TÉCNICAS DE USINAGEM AMBIENTALMENTE AMIGÁVEIS NO
PROCESSO DE TORNEAMENTO RADIAL DO AÇO SAE 1045

por

Elias Samuel Cristo Espindola

Dissertação para obtenção do Título de
Mestre em Engenharia

Porto Alegre, dezembro de 2016.

APLICAÇÃO DE TÉCNICAS DE USINAGEM AMBIENTALMENTE AMIGÁVEIS NO
PROCESSO DE TORNEAMENTO RADIAL DO AÇO SAE 1045

por

Elias Samuel Cristo Espindola
Engenheiro Mecânico

Dissertação submetida ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, da Escola de Engenharia da Universidade Federal do Rio Grande do Sul, como parte dos requisitos necessários para a obtenção do Título de

Mestre em Engenharia

Área de Concentração: Processos de Fabricação

Orientador: Prof. Dr. André João de Souza

Aprovado por:

Prof. Dr. Arnaldo Ruben Gonzalez

PROMECC / UFRGS

Prof. Dr. Dilson José Aguiar de Souza

UNISINOS

Prof. Dr. Ney Francisco Ferreira

PROMECC / UFRGS

Prof. Dr. Jakson Manfredini Vassoler
Coordenador do PROMEC

Porto Alegre, 19 de dezembro de 2016.

À minha família, com todo carinho e admiração que sinto por eles.

*A tarefa não é tanto ver aquilo que ninguém viu,
mas pensar o que ninguém ainda pensou sobre aquilo que todo mundo vê.*

(Arthur Schopenhauer)

AGRADECIMENTOS

Agradeço a Deus, pela inteligência, saúde, dedicação e perseverança que possibilitou que eu chegasse até aqui, e permitiu que concluísse mais essa etapa da vida.

Ao professor orientador Dr. André João de Souza, pelo conhecimento compartilhado, pela orientação na pesquisa e desenvolvimento da dissertação.

Ao técnico do Laboratório de Usinagem e Automação, Guilherme Vargas Schirmer, pela disponibilidade, auxílio e orientação na execução dos experimentos.

Aos colegas de curso, Esp. Bruno Santana Sória, Me. Guilherme Cortelini da Rosa e Me. Henrique Butzlaff Hübner, que sempre estiveram dispostos a auxiliar e compartilhar conhecimento.

À empresa Quimatic[®]/Tapmatic[®], pela doação do fluido de corte Quimatic Jet e do dispositivo Nebulizador IV para aplicação do fluido por névoa através da técnica MQL.

Ao engenheiro Marcelo Milanezi Machado, que disponibilizou o material e as ferramentas utilizadas na primeira parte dos estudos (Etapas 1 e 2).

À empresa Sandvik do Brasil, na pessoa do senhor Aldeci Santos que disponibilizou as ferramentas utilizadas na segunda parte dos estudos (Etapas 3 e 4).

À empresa Aços Favorit Distribuidora Ltda., que disponibilizou o material utilizado na segunda parte dos estudos (Etapas 3 e 4).

À minha família, que sempre me apoiou e me compreendeu dando forças para superar os momentos mais difíceis.

Aos professores, meus mestres, que durante toda a minha vida de aprendizado mostraram-me um mundo de conhecimento e cultura.

RESUMO

O torneamento radial é um processo de usinagem usado na indústria metal mecânica para o corte de peças, abertura de canais ou faceamento. Esta pode ser considerada uma operação crítica devido à forma geométrica da ferramenta e aos movimentos de corte. Isto gera a necessidade de aplicação de fluidos de corte, normalmente em abundância, na região de corte. Considerando como funções destes fluidos o arrefecimento, a lubrificação e a expulsão do cavaco, sua aplicação durante essa operação é de suma importância. Várias pesquisas visam restringir o uso de tais fluidos, seja por critérios econômicos, ambientais ou sanitários. Neste contexto, o uso da técnica de mínima quantidade de lubrificante (MQL) vem ganhando espaço nos meios produtivos. Embora seja aplicada há anos em diferentes processos de usinagem, existem poucos relatos sobre a aplicação de MQL em operações de torneamento radial; no mesmo seguimento, a aplicação de ar comprimido (ACO) vai ao encontro do conceito de usinagem ambientalmente amigável. Assim, este trabalho apresenta uma análise comparativa na aplicação de lubrificantes em abundância (ABD), em MQL e o uso de ACO no torneamento radial do aço SAE 1045 para diferentes condições de corte. Na investigação, foram consideradas as forças geradas durante o processo, as rugosidades e o desvio dimensional das superfícies usinadas, e o desgaste da ferramenta. Observou-se que os esforços gerados com MQL foram similares ou inferiores aos gerados com ABD. A mesma tendência foi observada no perfil de rugosidade, predominando valores inferiores. O MQL possibilita um corte mais estável durante a vida da ferramenta, reduzindo a ocorrência de desgaste e prolongando sua vida útil, minimiza a oscilação axial e a flexão da ferramenta, reduz as rugosidades e minimiza os desvios dimensionais. Assim, pode-se afirmar que a aplicação da técnica por MQL é viável no torneamento radial do aço SAE 1045.

Palavras-chave: Sangramento; Faceamento; Fluido de corte; MQL; Ar Comprimido.

ABSTRACT

Radial turning is a machining process used in the metalworking industry for parting off, grooving or facing operations. This can be considered a critical operation due to the geometric shape of the tool and the cutting movements. This generates the need for application of cutting fluids, usually in abundance, in the cutting region. Considering as functions of these fluids the cooling, lubrication and expulsion of the chip, their application during this operation is of paramount importance. Several researches aim to restrict the use of such fluids, either by economic, environmental or sanitary criteria. In this context, the use of the minimum quantity of lubricant (MQL) technique has been gaining ground in the productive media. Although it has been applied for years in different machining processes, there are few reports on the application of MQL in radial turning operations; at the same time, the application of compressed air (ACO) meets the concept of environmentally friendly machining. Thus, this work presents a comparative analysis on the application of abundant lubricants (ABD) in MQL and the use of ACO in radial turning of SAE 1045 steel for different cutting conditions. In the investigation, the forces generated during the process, the roughness and the dimensional deviation of the machined surfaces and the tool wear were considered. It was observed that the machining forces generated with MQL were similar or inferior to those generated with ABD. The same tendency was observed in the profile of roughness, predominating lower values. MQL enables a more stable cut during tool life, reducing the occurrence of wear and extending tool life, minimizes axial oscillation and tool flexion, reduces roughness and minimizes dimensional deviations. Thus, it can be indicated that the application of the technique by MQL is feasible in the radial turning of SAE 1045 steel.

Keywords: Grooving; Facing; Cutting Fluid; MQL; Compressed Air.

ÍNDICE

1	INTRODUÇÃO.....	1
1.1	Objetivos.....	2
1.2	Justificativa.....	2
2	FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA.....	3
2.1	Torneamento Radial.....	3
2.1.1	Operação de faceamento.....	3
2.1.2	Operação de sangramento radial.....	4
2.1.3	Força de usinagem em torneamento radial.....	6
2.1.4	Rugosidade da superfície usinada.....	8
2.1.5	Desvio dimensional.....	9
2.1.6	Desgaste e vida da ferramenta.....	9
2.2	Usinagem Ambientalmente Amigável.....	10
2.3	Meios Lubrificadores.....	12
2.4	Usinagem com Mínima Quantidade de Lubrificante (MQL).....	15
2.4.1	Classificação dos sistemas MQL.....	17
2.4.2	Trabalhos sobre o sistema MQL aplicados em usinagem.....	21
2.5	Ar Comprimido (ACO) como Fluido Refrigerante.....	22
2.5.1	Formas de aplicação.....	23
2.5.2	Trabalhos sobre o uso de ACO.....	24
3	PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL.....	26
3.1	Etapas do Trabalho.....	26
3.2	Materiais e Métodos.....	27
3.3	Metodologias.....	33
3.3.1	Etapa 1.....	33
3.3.2	Etapa 2.....	35
3.3.3	Etapa 3.....	36
3.3.4	Etapa 4.....	37
4	RESULTADOS E DISCUSSÕES.....	40
4.1	Avaliação da Etapa 1.....	40
4.1.1	Forças de usinagem.....	40
4.1.2	Rugosidades das superfícies usinadas.....	43
4.2	Avaliação da Etapa 2.....	45
4.2.1	Forças de usinagem.....	45
4.2.2	Rugosidades das superfícies usinadas.....	48
4.2.3	Posição angular do bico aspersor de MQL.....	49

4.3	Avaliação da Etapa 3	52
4.3.1	Forças de usinagem.....	54
4.3.2	Rugosidades das superfícies usinadas	55
4.4	Avaliação da Etapa 4	57
4.4.1	Forças de usinagem.....	57
4.4.2	Rugosidades das superfícies usinadas	59
4.4.3	Desvios dimensionais	63
4.4.4	Desgastes das ferramentas	66
5	CONCLUSÕES.....	69
5.1	Etapa 1	69
5.2	Etapa 2	69
5.3	Etapa 3	69
5.4	Etapa 4	70
5.5	Comentários Finais	70
	REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	71

LISTA DE FIGURAS

Figura 2.1	Operações de torneamento radial: (a) faceamento; (b) sangramento radial.....	3
Figura 2.2	Movimento axial na operação de faceamento.....	4
Figura 2.3	Zona de concentração de tensões no sangramento.....	5
Figura 2.4	Representação das forças resultantes no processo de torneamento radial.	7
Figura 2.5	Parâmetros de rugosidade: (a) rugosidade média R_a ; (b) rugosidade total R_t	9
Figura 2.6	Falhas típicas na ferramenta para o corte radial.....	10
Figura 2.7	Fabricação em relação aos três pilares da sustentabilidade	11
Figura 2.8	Geração de calor durante o corte ortogonal	13
Figura 2.9	Técnicas de lubrificação para redução de calor durante o torneamento	13
Figura 2.10	Imagem idealizada da aplicação de MQL em furação	16
Figura 2.11	Área de contato real e fontes de lubrificantes nas interfaces na região de corte	17
Figura 2.12	Modelo de um atomizador simplificado	18
Figura 2.13	Princípios de aplicação do MQL externo.....	18
Figura 2.14	Conceito de gotícula OoW	20
Figura 2.15	Efeito Coandă.....	21
Figura 2.16	Posições de aplicação do ar comprimido	23
Figura 2.17	Esquema do tubo Vortex.....	24
Figura 3.1	Máquina-ferramenta e ferramenta de corte: (a) torno CNC Mazak QTN 100-II; (b) inserto de metal duro; (c) suporte com inserto fixado.....	28
Figura 3.2	Imagens do torno mecânico Romi I20.	28
Figura 3.3	Sistema de aquisição de sinais de força: (a) dinamômetro Kistler® 9129A; (b) condicionador de sinais Kistler® 5070A;(c) interface gráfica via LabVIEW®	29
Figura 3.4	Procedimento para aquisição de dados de rugosidade: (a) rugosímetro SJ 201P; (b) medição na Etapa 1; (c) medição na Etapa 2.....	30
Figura 3.5	Posições de medição das rugosidades: (a) Etapa 1; (b) Etapa 2; (c) Etapas 3 e 4.	30
Figura 3.6	Máquina de medição por coordenadas tridimensional QM-Measure 353.	31

Figura 3.7	Medição do desvio dimensional: (a) deformação geométrica da peça; (b) posições de medição.	31
Figura 3.8	Microscópio digital USB Dino-Lite Pro modelo AM-413ZT.	31
Figura 3.9	Ferramenta utilizada: detalhe das posições de medição do desgaste do inserto: (a) lateral esquerda; (b) frontal; (c) lateral direita.	32
Figura 3.10	Sistema aspersor: (a) Nebulizador IV Quimatic/Tapmatic; (b, c) detalhe de posicionamento do bico aspersor.	33
Figura 3.11	Representação esquemática dos cortes de canais: (a) simples; (b) múltiplos	34
Figura 3.12	Corpo de prova referente à Etapa 1	34
Figura 3.13	Corpo de prova referente à Etapa 2: (a) dimensões iniciais; (b) representação após faceamento com largura de corte 2,5 mm.....	35
Figura 3.14	Corpo de prova referente à Etapa 3: (a) cortes; (b) anel	36
Figura 3.15	Corpo de prova referente à Etapa 4: (a) cortes; (b) anel	38
Figura 4.1	Etapa 1: Gráficos dos valores das forças ortogonais para diferentes condições de usinagem no corte de canais simples e múltiplos.	41
Figura 4.2	Etapa 1: Gráficos de interação dos efeitos principais dos parâmetros de entrada com os valores das forças no corte de canais simples e múltiplos.....	42
Figura 4.3	Etapa 1: Gráficos dos valores de rugosidade R_a e R_t obtidos para diferentes condições de usinagem no corte de canais simples e múltiplos.	43
Figura 4.4	Etapa 1: Gráficos de interação dos efeitos principais dos parâmetros de entrada com os valores das rugosidades no corte de canais simples e múltiplos.	44
Figura 4.5	Etapa 2: Gráficos dos valores das forças ortogonais geradas em faceamento.	46
Figura 4.6	Etapa 2: Gráficos dos valores de rugosidade R_a e R_t obtidos em faceamento.	48
Figura 4.7	Etapa 2: Imagens das superfícies das amostras geradas na operação de faceamento (ampliação 200x): (a) Ensaio 1; (b) Ensaio 12.....	49
Figura 4.8	Etapa 2: Esquema da posição do bico aspersor de MQL na operação de faceamento: (a) posição inicial (0°); (b) nova posição (45°).....	50
Figura 4.9	Etapa 2: Imagem do bico aspersor de MQL posicionado a 45° da face da peça na operação de faceamento.	50
Figura 4.10	Etapa 2: Gráficos dos valores das forças ortogonais em função da posição angular (θ) do bico aspersor de MQL na operação de faceamento.	51
Figura 4.11	Etapa 2: Gráficos dos valores de rugosidade R_a e R_t em função da posição angular (θ) do bico aspersor de MQL na operação de faceamento.	52

Figura 4.12	Etapa 3: Imagens dos cavacos formados na operação de sangramento radial aplicando diferentes métodos de lubrificação.	53
Figura 4.13	Etapa 3: Imagens dos cavacos gerados durante o processo de sangramento radial com MQL utilizando movimentos de avanço diferentes.	53
Figura 4.14	Etapa 3: Gráficos dos valores das forças ortogonais para diferentes movimentos de avanço no corte de canais simples.	54
Figura 4.15	Etapa 3: Gráficos dos valores de rugosidade R_a e R_t para diferentes processos no corte de canais simples.	56
Figura 4.16	Etapa 4: Gráficos dos valores das forças ortogonais em função do tempo de usinagem no corte de canais simples.	58
Figura 4.17	Etapa 4: Gráficos dos valores de rugosidade R_a e R_t em função do tempo de usinagem no corte de canais simples.	60
Figura 4.18	Etapa 4: Imagens da Superfície 1 (lado da placa) para diferentes condições de lubrificação em tempos de usinagem distintos (f : direção de avanço da ferramenta).	61
Figura 4.19	Etapa 4: Perfis de rugosidade da Superfície 1 quando $T = 22,5$ min.	62
Figura 4.20	Etapa 4: Representação esquemática da deflexão sofrida pela ferramenta e alteração no equilíbrio de forças	62
Figura 4.21	Representação gráfica da deformação das superfícies usinadas: (a) Superfície ideal; (b) Superfície 1; (c) Superfície 2.	63
Figura 4.22	Etapa 4: Gráficos do desvio dimensional das peças em função do tempo de usinagem para diferentes condições de lubrificação.	64
Figura 4.23	Etapa 4: Gráficos dos valores do desvio dimensional total das superfícies ao longo do tempo de usinagem para diferentes condições de lubrificação.	65
Figura 4.24	Etapa 4: Imagens dos desgastes no flanco da ferramenta quando $T = 24,0$ min (ampliação 170x): (a) lateral esquerda; (b) frontal; (c) lateral direita.	66
Figura 4.25	Etapa 4: Gráfico dos valores de desgaste de flanco em função do tempo de usinagem para diferentes condições de lubrificação.	68

LISTA DE TABELAS

Tabela 2.1	Pesquisas realizadas sobre utilização de MQL.....	21
Tabela 3.1	Composição química dos corpos de prova do aço SAE 1045 (% massa)	27
Tabela 3.2	Quantidade de corpos de prova utilizados nas etapas.....	27
Tabela 3.3	Leituras de rugosidade das etapas do trabalho.	30
Tabela 3.4	Parâmetros de entrada estabelecidos para a Etapa 1.....	34
Tabela 3.5	Parâmetros de corte e identificação dos corpos de prova da Etapa 2.	36
Tabela 3.6	Dados de corte da Etapa 3	37
Tabela 3.7	Parâmetros de corte da Etapa 4.....	38
Tabela 4.1	Número de canais cortados (N^o) e tempo de usinagem (T)	57

LISTA DE SIGLAS E ABREVIATURAS

ABNT	Associação Brasileira de Normas Técnicas
ABD	Fluido de Corte em Abundância
ACO	Ar Comprimido
AIISI	<i>American Iron and Steel Institute</i>
Al	Alumínio
CM	Quebra cavaco para Condições Medias de Avanço
CNC	Controle Numérico Computadorizado
CP	Corpo de Prova
DEMEC	Departamento de Engenharia Mecânica
HSC	<i>High-Speed Cutting</i>
ISO	<i>International Organization for Standardization</i>
LAMED	Laboratório de Metrologia Dimensional
LAMEF	Laboratório de Metalurgia Física
LAUS	Laboratório de Automação em Usinagem
LCA	<i>Life Cycle Assessment</i>
LUC	Laboratório de Usinagem Convencional
M	Linha média
MQL	Mínima Quantidade de Lubrificante
MQLC	Mínima Quantidade de Arrefecimento por Lubrificante
NBR	Norma Brasileira
NDM	<i>Near Dry Machining</i>
OHSAS	<i>Occupational Health and Safety Assessment Series</i>
OoW	Gotícula de Água
PVD	Deposição Física de Vapor
SAE	<i>Society of Automotive Engineers</i>
SMS	Segurança, Meio Ambiente e Saúde
Ti	Titânio
UFRGS	Universidade Federal do Rio Grande do Sul
V	Vanádio
X	Eixo radial
y_i	Ordenadas de afastamento
Z	Eixo axial

LISTA DE SÍMBOLOS

θ	Ângulo de inclinação do bico aspersor, [°]
λ	Comprimento de amostragem (<i>cut-off</i>), [mm]
a_e	Largura de corte, [mm]
f	Avanço por volta, [mm/rev.]
F_x	Foça de avanço, [N]
ΔF_x	Variação da força de avanço, [N]
F_y	Força de corte, [N]
ΔF_y	Variação da força de corte, [N]
F_z	Força passiva, [N]
ΔF_z	Variação da força passiva, [N]
l_m	Comprimento de medição, [mm]
n	Rotação por minuto, [rpm]
r_ε	Raio de canto, [mm]
R_a	Rugosidade média, [μm]
r_e	Raio externo, [mm]
r_i	Raio interno, [mm]
R_t	Rugosidade total, [μm]
T	Tempo de utilização da ferramenta, [min]
t_c	Tempo de corte, [min]
VB_B	Desgaste médio de flanco, [mm]
VB_{max}	Desgaste máximo de flanco, [mm]
v_c	Velocidade de corte, [m/min]

1 INTRODUÇÃO

Entre os diversos processos de fabricação na indústria, um dos mais importantes é o processo de usinagem. Por operação de usinagem entende-se aquela que ao conferir à peça a forma, ou as dimensões, ou o acabamento, ou ainda uma combinação de qualquer destes três itens, produz cavaco. Segundo Ferraresi, 2013, cavaco é definido como sendo a porção de material retirada pela ferramenta e caracterizada por apresentar forma geométrica irregular.

Conforme Machado et al., 2011, a usinagem é um dos processos de fabricação mais importantes e mais utilizados mundialmente pela indústria metal mecânica e o crescente consumo mundial têm contribuído para a expansão dos processos de usinagem cada vez mais utilizados e mais presentes no cotidiano.

Dentre os processos de usinagem, o torneamento radial tem uma posição destaque, visto que grande parte das peças usinadas por torneamento recebe pelo menos uma de suas três variantes (corte, faceamento e abertura de canais) durante a sua produção. Porém este processo recebe pouca atenção no meio científico.

Assim como as demais operações de corte, o torneamento radial está sujeito a reações inerentes ao processo de corte do material, entre as quais se destacam a geração de calor pela deformação, o cisalhamento do material e o atrito entre as interfaces cavaco-ferramenta-peça. O sangramento radial – operação de corte destinada a abertura de canais – é extremamente atingido devido às grandes profundidades de corte e à restrição lateral da ferramenta, tornando imperativo o uso de meios lubrificador-refrigerantes com a função de lubrificar, refrigerar e expulsar os cavacos da região de corte.

Associado ao incremento na demanda por peças usinadas está, conseqüentemente, o acréscimo no consumo de fluidos de corte, indispensáveis na maioria dos casos para a “otimização” do processo de usinagem. Entretanto, conforme Diniz et al., 2013, nos últimos anos, intensificaram-se as pesquisas com o objetivo de restringir ao máximo (ou eliminar) o uso de fluidos de corte na produção metal mecânica. Os fatores que justificam tal procedimento incluem custos operacionais da produção, questões ecológicas, exigências legais quanto à preservação do meio ambiente, da saúde e do ser humano.

Segundo Klocke e Eisenblätter, 1997, a melhor forma de eliminar os efeitos dos meios lubrificador-refrigerantes é a adoção do corte a seco, eliminando completamente a sua utilização. No entanto, Shokrani et al., 2012, explicam que o corte a seco não é aplicável em todas as operações de usinagem, principalmente devido ao desgaste excessivo da ferramenta ou a baixa qualidade da superfície usinada.

Ginting et al., 2015, mostraram que a substituição de fluido de corte em abundância (ABD) por sistemas com mínima quantidade de lubrificante (MQL) e por refrigeração por ar comprimido (ACO) podem ajudar a alcançar os três pilares da sustentabilidade (econômico, ambiental e social). O primeiro (sistema MQL) é economicamente benéfico, pois pode ajudar a reduzir em 4% o custo operacional de empresas de médio e pequeno porte. O segundo (ACO) pode reduzir as emissões de gases de efeito estufa em aproximadamente 45%.

1.1 Objetivos

Pretende-se avaliar o uso de sistemas lubrificadorrefrigerantes ambientalmente amigáveis (MQL e ACO) em comparação aos fluidos de corte tradicionalmente empregados no torneamento radial (sangramento e faceamento) do aço SAE 1045 com ferramenta de sangrar, tendo como foco a avaliação dos esforços de corte, a qualidade da superfície usinada (microgeométrica e macrogeométrica) e a vida útil da ferramenta de corte.

O trabalho busca inserir o uso de um sistema sustentável eliminando e/ou reduzindo os passivos ambientais, ocupacionais e econômicos, tendo como foco principal o uso de MQL.

1.2 Justificativa

O processo de torneamento radial é amplamente aplicado nas operações de usinagem. Quase a totalidade das peças usinadas por torneamento sofre pelo menos uma operação de corte radial. Associado a isso está o uso de fluidos de corte em abundância, principalmente na operação de corte de canais.

Como já é conhecido, o uso de fluidos de corte em abundância resulta em um passivo ambiental e sanitário muito grande, além do passivo econômico associado ao descarte do fluido utilizado e do cavaco contaminado com o fluido.

Hoje existem várias pesquisas que tratam do tema de usinagem ambientalmente amigável e da redução e eliminação dos fluidos de corte. Porém, praticamente inexitem pesquisas associadas ao processo de torneamento radial. Assim, esta pesquisa vem com o intuito de fornecer dados que possibilitem a evolução desta operação de corte largamente empregada nos processos de fabricação por usinagem.

2 FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA

A teoria apresentada compreende os principais temas discutidos como o torneamento radial, a aplicação de técnicas de usinagem ambientalmente amigáveis (MQL – Mínima Quantidade de Lubrificante e ACO – Ar Comprimido) e as variáveis de saída do processo.

2.1 Torneamento Radial

Segundo Ferraresi, 2013, torneamento radial é o processo de usinagem no qual a ferramenta se desloca segundo uma trajetória retilínea com avanço (f) e velocidade de corte (v_c) em uma direção perpendicular ao eixo principal de rotação (n) da máquina. Quando visa obter uma superfície plana, a operação é denominada faceamento (Figura 2.1a), quando intenciona gerar um entalhe circular, a operação é chamada sangramento radial (Figura 2.1b).

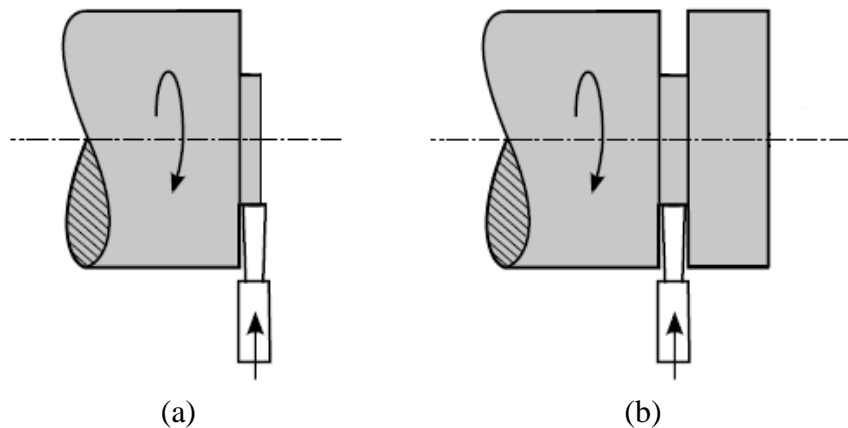


Figura 2.1 – Operações de torneamento radial: (a) faceamento; (b) sangramento radial [adaptado de Ferraresi, 2013].

2.1.1 Operação de faceamento

Como descrito em Garant, 2007, na operação de faceamento, a ferramenta de corte move-se na direção axial (z) contra a face da peça. No caso, o corte é feito apenas pela aresta frontal da ferramenta (Figura 2.2). Para evitar problemas, as ferramentas devem ter uma configuração rígida. Uma conexão extremamente positiva entre o inserto e o suporte garante a precisão de posicionamento, bem como maior resistência contra as forças axiais (direção z) e radiais (direção x) durante o corte. Este fator também deve ser levado em consideração em relação à usinagem de canais largos.

O movimento axial inerente ao processo de faceamento (assim como no corte de canais largos) é gerado pelo fato de apenas uma das arestas da ferramenta de corte estar em

contato com a peça. A deflexão da ferramenta, ocasionada pelos esforços de corte, gera uma vibração (axial) da ferramenta, incrementando os valores de rugosidade da superfície usinada. Além disso, conforme Sandvik, 2009, ambas (vibração e deflexão da ferramenta) são um grande risco para a vida útil do inserto.

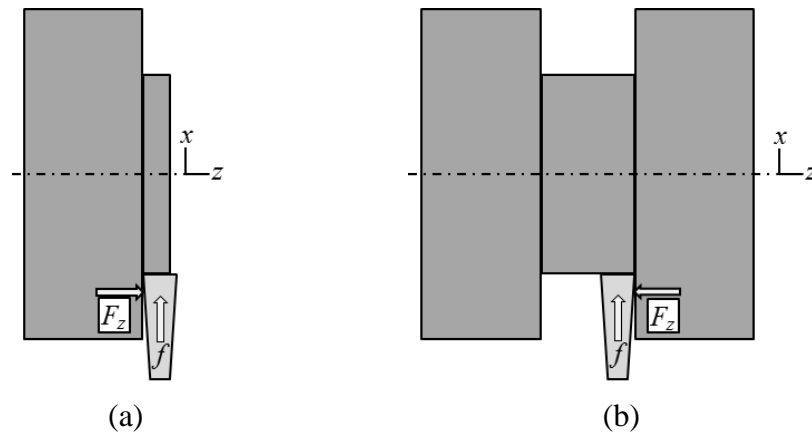


Figura 2.2 – Movimento axial na operação de faceamento.

2.1.2 Operação de sangramento radial

Como descrito por Trent e Wright, 2000, muitas peças pequenas como parafusos e porcas são produzidos a partir de uma barra, sendo que a operação final (sangramento) consiste no seccionamento das peças com uma ferramenta estreita que corta o material da periferia ao centro da barra (ou até um furo central). A ferramenta deve ser estreita para evitar ou reduzir o desperdício de material, mas o corte pode ter vários milímetros de profundidade. Segundo Klocke, 2011, ambas as arestas de corte menores da ferramenta são inclinadas para o eixo da ferramenta a fim de evitar a interferência com o material da peça, e com forte pressão, as ferramentas tendem a ranger¹ devido ao seu formato geométrico.

Dentre as operações de corte em torneamento, o sangramento radial é crítico, pois a largura da ferramenta (inserto) é relativamente pequena, se comparado a outras operações como o torneamento cilíndrico. Como descrito por Stephenson e Agapiou, 2016, a face e os dois flancos laterais dos insertos aplicados em sangramento e corte de canais estão em contato com a peça de trabalho, de modo que as forças e o calor gerados estejam concentrados na região geométrica mais frágil do mesmo, conforme mostra a Figura 2.3.

¹ Ruído áspero de atrito entre as peças.

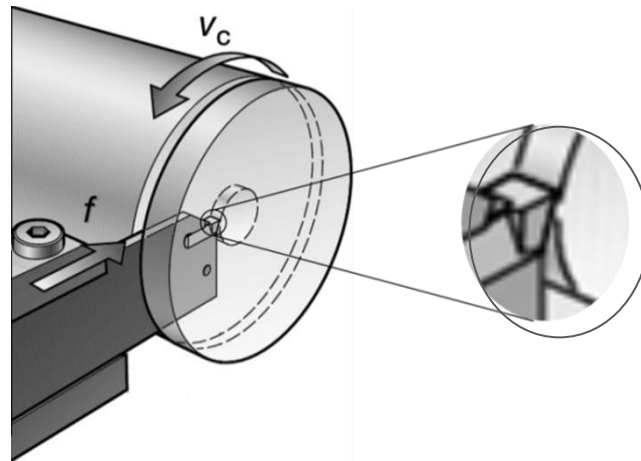


Figura 2.3 – Zona de concentração de tensões no sangramento [adaptado de Sandvik, 2009].

Considere a velocidade de corte (v_c) representada pela Equação (2.1).

$$v_c \text{ [m/min]} = \frac{\pi \cdot d \text{ [mm]} \cdot n \text{ [rpm]}}{1000} \quad (2.1)$$

Garant, 2007, menciona que quanto maior for a penetração da ferramenta de corte na peça, menor será o diâmetro (d) a ser usinado; isto mostra que com uma rotação (n) constante, a velocidade de corte (v_c) tende a zero quando a ferramenta se aproxima do centro da peça. O perigo de quebra de ferramenta, nesses casos, é relativamente grande. Mesmo quando a operação ocorrer com v_c constante (comumente utilizado), a limitação de rotação da máquina ferramenta (a rotação aumentará com a diminuição do diâmetro até o valor máximo permitido pelo eixo-árvore, permanecendo constante a partir deste valor) incidirá na mesma falha (novamente, v_c diminuirá à medida que a ferramenta se aproximar do centro da peça).

Assim como em outros processos de torneamento, a escolha da ferramenta de corte deve ser feita de forma a maximizar a produção, a qualidade da superfície usinada e a quebra do cavaco, preservando a integridade do conjunto máquina/ferramenta/peça e do operador.

Conforme Smith, 2008, os insertos para operações de sangramento normalmente possuem ângulo de saída (γ) positivo ou negativo, dependendo da aplicação e do tipo de material a que se destinam.

Os insertos estão disponíveis em uma variedade de estilos, mas a maioria tem uma forma em V na superfície superior ou inferior, que é acoplada ao suporte porta ferramenta para garantir sua fixação e rigidez [Machining, 1995].

A formação insatisfatória de cavacos, caracterizada por fragmentos excessivamente longos, pode causar entupimento, resultando em um acabamento da superfície inferior e

quebra de ferramenta, especialmente quando é feita a usinagem de canais de pequenos diâmetros. Para obter uma operação de corte com um bom controle de cavacos e um bom acabamento, o inserto deve ser o mais estreito possível e ter uma geometria que forme um cavaco mais estreito do que o canal [Sandvik, 2009]. Portanto, a utilização de fluido de corte durante a operação de sangramento visa facilitar a expulsão dos cavacos e reduzir o atrito na região de corte evitando o seu emperramento. Esta obstrução gera um aumento excessivo das forças e quebra prematura da ferramenta. O efeito lubrificante do fluido também contribui para a redução do atrito na região de corte e nos flancos laterais da ferramenta.

Smith, 2008, descreve duas formas de controle do cavaco: redução da velocidade de corte e aumento do avanço.

- Velocidade de corte: Com o objetivo de aproveitar de forma completa o quebra-cavaco do inserto de canal, o cavaco deve fluir sobre o cavaco anteriormente formado. Este fluxo de cavaco pode ser alcançado pela redução da velocidade de corte, permitindo que o material se mova mais lentamente sobre a superfície de saída e como resultado, tem um maior tempo de contato para envolver o cavaco anterior.
- Avanço: O aumento do avanço permite que o cavaco envolva o cavaco anterior maior eficácia. A aplicação de um maior avanço pesado produz um cavaco com uma secção transversal mais grossa e um cavaco mais espesso exerce uma maior força sobre o inserto, criando uma maior tendência para quebra.

2.1.3 Força de usinagem em torneamento radial

Como descrito por Machado et al., 2011, conhecer a força de usinagem que age sobre a cunha de corte e as suas componentes possibilita estimar a potência necessária ao corte do material e as forças atuantes nos elementos da máquina. Além disso, as forças estão ligadas diretamente com o desgaste da ferramenta de corte.

Segundo Trent e Wright, 2000, as forças envolvidas na usinagem são relativamente baixas em comparação com as existentes na conformação de metais, como forjamento por exemplo. Uma vez que o cavaco removido tem pequena largura e espessura, as intensidades das forças medidas geralmente não são superiores a algumas dezenas ou centenas de newtons; no entanto, a pequena área de contato torna as tensões no corte de metal entre as mais elevadas de todas as operações de processamento de metais.

Como descrito por Santos e Sales, 2007, a força de usinagem é definida com a resultante das forças exercidas pela ferramenta sobre a peça. Conforme Ferraresi, 2013,

denomina-se força de usinagem (F_u) a força total resultante que atua sobre a cunha de corte da ferramenta e considerada agindo na direção e sentido da ferramenta. No caso do torneamento, a F_u pode ser decomposta ortogonalmente em força de corte (F_y), que é a projeção de F_u sobre a direção de corte, força de avanço (F_x), que é a projeção de F_u sobre a direção de avanço, e força passiva (F_z), que é a projeção de F_u sobre uma perpendicular ao plano de trabalho.

Em torneamento radial (faceamento e corte de canais), o sentido do movimento de avanço é perpendicular à peça. Assim, as componentes ortogonais da força de usinagem assumem as direções representadas esquematicamente pela Figura 2.4. Desta forma, a força passiva F_z irá demonstrar as possíveis deformações, esforços e vibrações que a ferramenta de corte sofrerá durante a operação perpendicularmente ao seu movimento de corte.

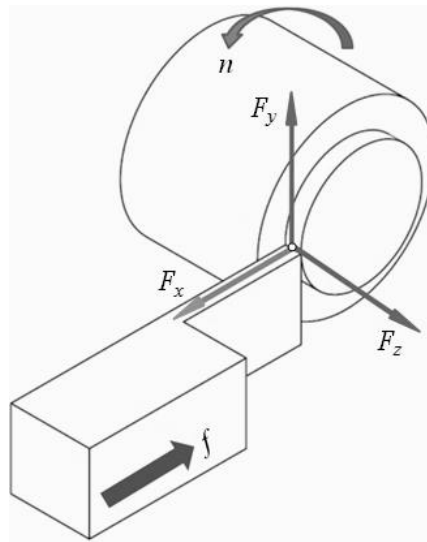


Figura 2.4 – Representação das forças resultantes no processo de torneamento radial.

Conforme Machado et al., 2011, os parâmetros de usinagem como velocidade de corte (v_c), avanço por volta (f), espessura de corte (a_e) e fluido lubrificante empregado afetam a pressão específica de corte (k_s), e, por conseguinte a força de corte (F_y).

A máquina operatriz gera potência para girar seu eixo-árvore, executar o movimento de corte e promover o movimento de avanço. A potência de usinagem é a potência consumida na operação de remoção de cavaco. Ela é diretamente influenciada pela vida útil da ferramenta, e o uso adequado de fluidos de corte tende a aumentar a vida útil das ferramentas. Isto resulta em um menor consumo de energia elétrica e uma redução nos tempos de parada para substituição da ferramenta, ou seja, uma economia nos custos de produção.

2.1.4 Rugosidade da superfície usinada

A rugosidade da superfície usinada é um dos principais parâmetros utilizados para determinar a qualidade de uma superfície usinada. Conforme Machado et al., 2011, a rugosidade de uma superfície é composta de irregularidades finas ou de erros microgeométricos resultantes da ação inerente do processo de corte. Segundo Rech et al., 2008, as irregularidades da superfície, especialmente vales ou ranhuras, induzem as concentrações de tensão que permitem a plastificação do material e a propagação de fissuras. Como consequência, uma superfície lisa limita o risco de iniciação de trincas.

São utilizados dois sistemas básicos de medida: o da linha média M e o da envolvente. No Brasil, pela Norma ISO 4287, 2002, é adotado o sistema M . No caso, a linha média é a linha paralela à direção geral do perfil, no comprimento da amostragem, de tal modo que a soma das áreas superiores, compreendidas entre ela e o perfil efetivo, seja igual à soma das áreas inferiores, no comprimento da amostragem.

O parâmetro de amplitude mais utilizado é o da rugosidade média R_a , amplamente empregado como parâmetro de controle de processo, pois alterações no seu valor representam alterações no processo. É o parâmetro mais utilizado pela indústria e está disponível em todos os aparelhos de medição. De acordo com Machado et al., 2011, é um parâmetro estável, que não recebe influência de efeitos ocasionais. Embora vantajoso, o parâmetro R_a isoladamente não é suficiente para identificar algumas características importantes da superfície, pois superfícies geometricamente diferentes podem apresentar valores de R_a bem próximos.

Conforme a Norma ISO 4287, 2002, o parâmetro de rugosidade R_a é definido como a média aritmética dos valores absolutos das ordenadas de afastamento (y_i) dos pontos do perfil de rugosidade em relação à linha média dentro do comprimento de medição (l_m). Esta corresponde à altura de retângulo, cuja área é igual à soma absoluta das áreas delimitadas pelo perfil de rugosidade e pela linha média, tendo l_m por comprimento (Figura 2.5a).

Em situações que se torna necessário especificar a rugosidade máxima da superfície é empregado o parâmetro de rugosidade total R_t . Este é influenciado diretamente por qualquer irregularidade da superfície. Assim, serve como complemento ao parâmetro R_a . Segundo a Norma ISO 4287, 2002, o parâmetro de rugosidade R_t é definido como a soma da maior altura de pico (R_p) com a maior profundidade de vale (R_v) do perfil de rugosidade dentro do comprimento de medição l_m (Figura 2.5b).

A Figura 2.5, adaptada de Tavares, 2012, ilustra os parâmetros de rugosidade média (R_a) e total (R_t), indicando também os parâmetros R_p e R_v .

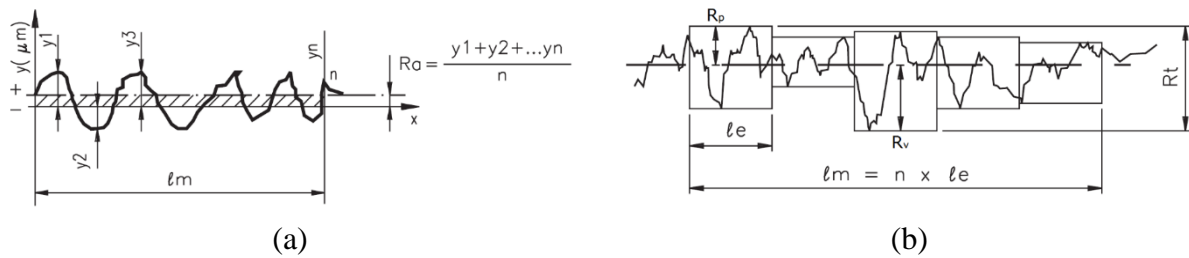


Figura 2.5 – Parâmetros de rugosidade: (a) rugosidade média R_a ; (b) rugosidade total R_t .

2.1.5 Desvio dimensional

A precisão dimensional é um dos parâmetros que definem a eficiência, a eficácia e a economia de um processo de usinagem, indiferente do material que se esteja usinando.

Como demonstrado por Juneja e Swkhon, 1987, e Shaw, 1984, as combinações da rugosidade da superfície, ondulações, marcas e falhas irão determinar a qualidade geral de uma superfície usinada. Segundo Machado et al., 2011, as ondulações geradas por usinagem consistem em erros geométricos ou irregularidades na superfície cujos espaçamentos são maiores que as irregularidades consideradas como rugosidades. Estas podem ser causadas por vibrações e deflexões da ferramenta ou da peça. Já marcas e falhas são interrupções na topografia típica da superfície de uma peça causadas por problemas inerentes ao processo.

2.1.6 Desgaste e vida da ferramenta

O tempo de vida útil de uma ferramenta de corte é um dos fatores econômicos de maior destaque na usinagem dos materiais. O emprego de condições de corte muito agressivas, que reduzem a vida da ferramenta, não é econômico por resultar em muitas trocas de ferramentas; por outro lado, a aplicação de condições de corte muito conservadoras (como por exemplo, baixas velocidades de corte e baixos avanços) também não é econômica, pois eleva o tempo de produção [Diniz et al., 2013].

Para atingir o melhor nível de economia possível referente à vida útil da ferramenta, à qualidade da peça e dados de corte “otimizados”, é necessário considerar detalhadamente as precauções sobre a aresta de corte da ferramenta. Em velocidade baixa, a aresta postiça de corte e o lascamento são os principais problemas; em velocidades altas, a deformação plástica, o desgaste de flanco e de cratera são os problemas [Sandvik, 2009]. A Figura 2.6 mostra os problemas típicos encontrados em ferramentas para corte e canais.

Machado et al., 2011, citam que, por maior que seja a dureza e a resistência ao desgaste da ferramenta de corte e por menor que seja a resistência mecânica da peça de

trabalho, a ferramenta sofrerá um processo de desgaste que, cedo ou tarde, exigirá sua substituição. A Norma ISO 3685, 1993, define desgaste em ferramentas de corte como a mudança de sua forma original durante o corte, resultante da perda gradual de material.

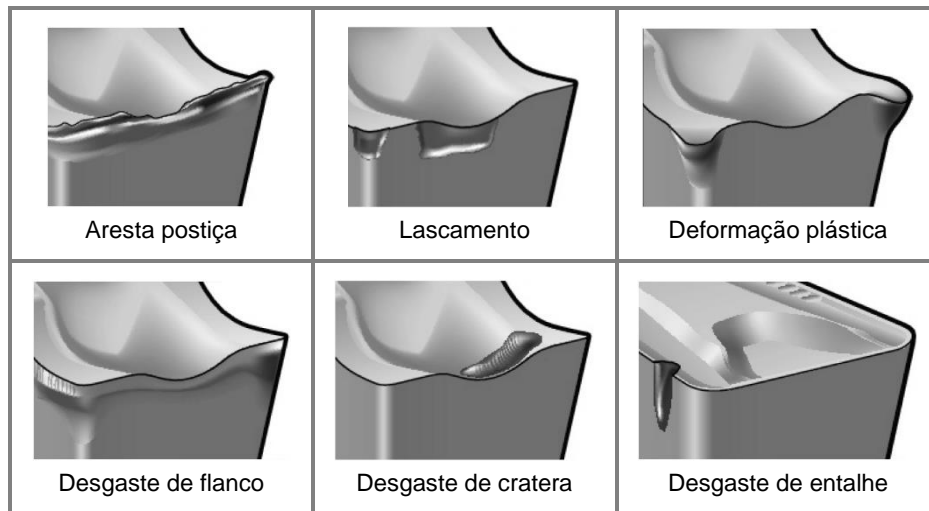


Figura 2.6 – Falhas típicas na ferramenta para o corte radial [Sandvik, 2009].

Segundo Shaw, 1984, o desgaste é normalmente indesejável e deve ser minimizado. Esse é certamente o caso quando ocorre atrito entre a ferramenta desgastada e a superfície usinada, ocasionando uma perda de material de uma ou ambas as superfícies resultando na mudança da geometria desejada para o sistema (tolerância geométrica ou de forma).

Conforme Ferraresi, 2013, vida da ferramenta é o tempo em que a mesma trabalha efetivamente, sem perder o corte ou até que se atinja um critério de fim de vida previamente estabelecido, como por exemplo, um determinado nível de desgaste da ferramenta ou um grau de acabamento insatisfatório na superfície usinada.

A determinação do fim de vida de uma ferramenta de corte é baseada em critérios estabelecidos na ISO 3685, 1993, pela qual se define a largura média da marca de desgaste de flanco $VB_B = 0,30$ mm, ou a largura máxima $VB_{máx} = 0,6$ mm, ou seja, depois de atingido este valor, determina-se o fim de vida da ferramenta.

2.2 Usinagem Ambientalmente Amigável

Conforme Dixit et al., 2012, ENGENHARIA VERDE é usada para indicar preocupações ambientais na engenharia. FABRICAÇÃO VERDE é um subconjunto da ENGENHARIA VERDE, que engloba a USINAGEM AMBIENTALMENTE AMIGÁVEL. Ela está incluída no conceito de produção sustentável. Porém, sustentabilidade é um termo mais abrangente. De acordo com

Toakleye Aroni, 1998, sustentabilidade engloba questões econômicas, sociais e ambientais, consideradas os três pilares e ilustrados pela Figura 2.7.

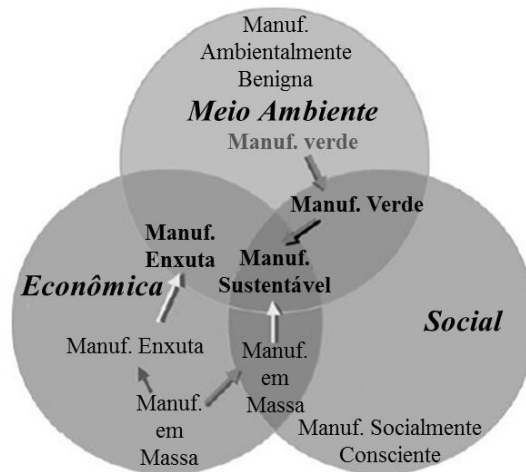


Figura 2.7 – Fabricação em relação aos três pilares da sustentabilidade [Dornfeld et al., 2013].

Segundo Dornfeld et al., 2013, a definição VERDE é ampla, mas quando aplicada à fabricação, esta definição é mais restrita. A ideia geral de FABRICAÇÃO VERDE é de um processo ou sistema que tem um impacto mínimo, inexistente, ou negativo sobre o ambiente. Por exemplo, um SISTEMA DE FABRICAÇÃO VERDE inclui a redução do volume de resíduos perigosos produzidos como o fluido de corte consumido durante a usinagem.

Dixit et al., 2012, citam que as preocupações ambientais estão ganhando importância em todos os campos da engenharia após a publicação das Normas ISO 9000 (Sistema de Gestão da Qualidade), ISO 14000 (Sistema de Gestão Ambiental) e OHSAS 18001 (Saúde Ocupacional e Série de Avaliação de Segurança). De acordo com a Agência de Proteção Ambiental dos EUA, ENGENHARIA VERDE é o projeto, a comercialização e a utilização de processos e produtos que são viáveis e econômicos, minimizando a geração de poluição na fonte e os riscos para a saúde humana e para o ambiente.

Gutowski, 2004, descreve que a fabricação utiliza materiais e energia (não diretamente incorporadas ao produto) que, em seguida, são eliminados como resíduos ou emissões para o ambiente. Além de peças, ferramentas e energia, os líquidos para trabalho em metais (aqui se incluem os fluidos de corte) e os produtos de limpeza e de revestimentos formam a segunda categoria ambiental importante de materiais auxiliares utilizados em processos de fabricação.

Helu e Dornfeld, 2013, destacam a necessidade de uma abordagem abrangente dos sistemas que permita considerar os fatores espaciais e temporais a fim de reduzir o impacto ambiental global da fabricação em todo o ciclo de vida (processos, equipamentos e produtos).

Conforme Fratila, 2013, a necessidade de eficiência ecológica e as preocupações ambientais são frequentemente associadas com a produção de quantidades mínimas de resíduos, o mínimo de emissões tóxicas no ar, solo e água, e um consumo mínimo de energia em todas as fases do ciclo de vida. Nessa sistemática, a usinagem pode ser considerada como um processo de fabricação que gera desperdício devido à forma de utilização de matérias-primas (peça) e energia. Entretanto, a usinagem é particularmente útil devido à alta precisão dimensional, à flexibilidade dos processos e ao custo-eficiência na fabricação de peças.

Em processos de usinagem, um dos principais fatores relacionados à produção de resíduos é o fluido de corte, principalmente quando aplicado em abundância. Conforme Espindola e Klafke, 2014, após a usinagem, os fluidos de corte estão presentes nas peças e nos cavacos. Nas peças atuam principalmente como anticorrosivos. Nos cavacos podem ser um transtorno ambiental por gerarem risco de contaminação, e um problema financeiro pelo alto custo de reposição dos fluidos que ficam impregnados no cavaco.

Dahmus, 2004, menciona que os fluidos de corte são uma parte importante da usinagem, tanto em termos de operação como em termos de impacto ambiental. Embora as preocupações ambientais associadas à remoção e à fabricação de peças estejam associadas ao uso de energias, os aspectos ambientais associados à preparação de fluido de corte estão associados a emissões (resíduos) líquidas e gasosas.

De acordo com Kuram et al., 2013, algumas operações de corte em usinagem podem ser realizadas “a seco” (isento de qualquer meio lubrificante), mas os fluidos de corte têm sido usados extensivamente e desempenham um papel decisivo nos processos de fabricação por usinagem. Tais fluidos afetam a produtividade das operações de corte, a vida útil da ferramenta, a qualidade da peça e também impedem o superaquecimento da ferramenta de corte e da máquina. A aplicação adequada desses fluidos proporciona valores mais elevados de velocidade de corte (v_c) e avanço (f).

2.3 Meios Lubrificantes

Praticamente toda a energia mecânica utilizada na formação de cavacos transforma-se em calor, o que eleva a temperatura na região de corte. As fontes geradoras de calor são a deformação e o cisalhamento do cavaco, o atrito do cavaco com a ferramenta e o atrito da ferramenta com a peça (Figura 2.8). As parcelas de calor provindas dessas fontes variam com o processo, os materiais da peça e da ferramenta, as condições de corte e a geometria da ferramenta [Dhar e Kamruzzaman, 2007; Machado et al., 2011; Diniz et al., 2013].

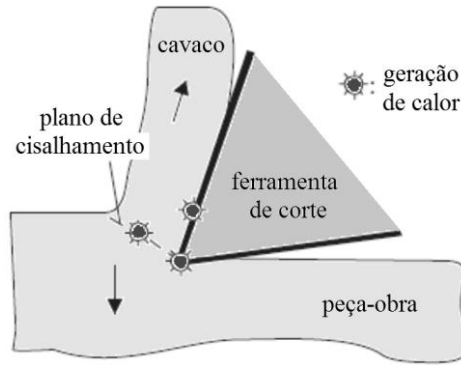


Figura 2.8 – Geração de calor durante o corte ortogonal [adaptado de da Silva e Wallbank, 1999].

Altas temperaturas de corte afetam de forma adversa a vida da ferramenta, a precisão dimensional e a integridade da superfície usinada da peça. Por isso, a utilização de fluido de corte durante o torneamento radial visa facilitar a quebra e a expulsão do cavaco, reduzir a temperatura na região de corte e reduzir o atrito na região de corte.

Como mencionado por Debnath et al., 2014, hoje na indústria metal mecânica existe uma demanda crescente por redução de custos, alta produtividade e boa qualidade do produto. Alta produtividade está associada a elevadas taxas de remoção de material, que elevam de forma expressiva o calor gerado na região de corte. Por conseguinte, a vida da ferramenta, a precisão dimensional e o acabamento da peça são deteriorados.

Sharma et al., 2009, apresentam várias técnicas que estão sendo desenvolvidas nos últimos anos para controlar a temperatura na região de corte e aumentar o desempenho dos processos de usinagem, esquematizadas pela Figura 2.9.

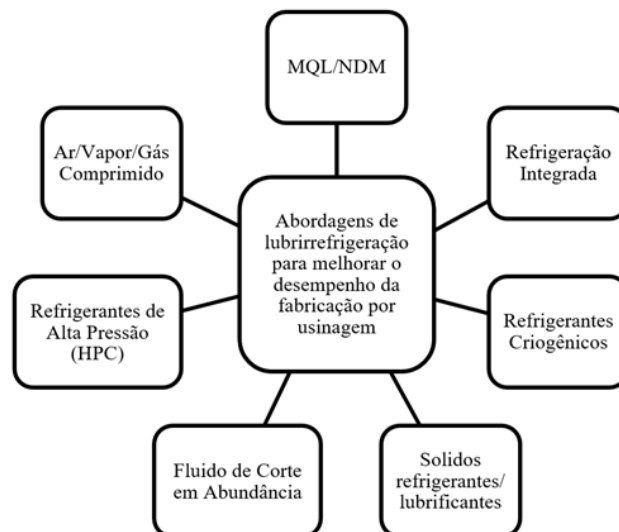


Figura 2.9 – Técnicas de lubrificação/refrigeração para redução de calor durante o torneamento [adaptado de Sharma et al., 2009].

Ruffino, 2013, explica que o fluido de corte age sobre a superfície usinada, retirando parte do calor gerado durante a operação com a finalidade de aumentar a vida útil da ferramenta e reduzir as distorções térmicas geradas na peça, garantindo uma maior precisão dimensional. Ferraresi, 2013, cita que o principal objetivo do fluido de corte é introduzir melhorias, que podem ser tanto de caráter funcional (facilitam o processo de usinagem melhorando o seu desempenho) quanto de caráter econômico (induzem a um processo mais econômico com redução e “otimização” dos custos de usinagem). Ávila et al., 2004, afirmam que utilização de fluidos de corte, embora questionada em diversos aspectos, é de grande importância nos processos de usinagem, principalmente no corte de aços.

Diversos autores [Klocke e Eisenblätter, 1997; Astakhov, 2006; Astakhov, 2008; Klocke, 2011; Kuram et al., 2013] descrevem que as funções básicas de um fluido de corte (óleo solúvel ou aerossol) são proporcionar arrefecimento e lubrificação, reduzindo o atrito nas interfaces cavaco-ferramenta-peça. Os fluidos podem afetar as condições de usinagem modificando a temperatura de contato, as tensões normais e de cisalhamento ao longo da interface, o mecanismo de desgaste da ferramenta, e o acabamento da superfície usinada da peça. Em algumas aplicações, ações secundárias, como transportar o cavaco em furações profundas e quando aplicado altas taxas de avanço e velocidades de corte. Em geral, o processo de usinagem tende a ser mais estável com a utilização de fluidos de corte.

Machado et al., 2011, mencionam que, para o fluido de corte ser efetivo na sua ação lubrificante (reduzir o coeficiente de atrito), além de se fazer presente nas interfaces cavaco-ferramenta-peça, deve ter a capacidade de interagir com o material da peça para formar um filme lubrificante eficiente.

Apesar de todos os benefícios proporcionados à usinagem, os fluidos de corte também representam um perigo considerável ao ambiente e à humanidade. Componentes dos fluidos de corte tais como bactericidas e fungicidas reagem com produtos originários do fluido de corte e incluem substâncias estranhas que podem se tornar a causa de doenças. Vazamentos e perdas, emissões, água de lavagem e a eliminação de fluidos de corte utilizados são um fardo sobre a terra, água e o ar [Klocke, 2011].

Conforme Hong e Zhao, 1999, os custos associados aos fluidos de corte não se limitam apenas à sua compra e preparação, mas também incluem os custos de manutenção e eliminação. Os custos de descarte podem ser de duas até quatro vezes o custo de aquisição do fluido. Isto se deve ao fato de que a maioria dos fluidos de corte não é biodegradável e requerem tratamentos caros antes da eliminação. E segundo Tschätsch e Anette, 2009, o drástico aumento do custo de uso e descarte dos fluidos de corte com a combinação de novas

legislações sobre proteção ambiental e saúde (que deverão tornar-se ainda mais rigorosa no futuro), conduziu a pesquisas científicas mais aprofundadas sobre USINAGEM VERDE.

Portanto, com o objetivo de proteger o meio ambiente ao longo dos anos, o foco em fluidos de corte passou de biodegradabilidade a renovabilidade. Os vários aspectos de um fluido de corte ambientalmente adaptados estão listados em termos de biodegradabilidade, toxicidade, renovabilidade, bioacumulação e biomagnificação, análise do ciclo de vida (LCA – *Life Cycle Analysis*), economia de energia e combustível [Carlsson, 2006; Pettersson, 2007].

Diferentes autores [Rao, 2007; Zeilmann et al., 2009; Astakhov e Godlevskiy, 2012; Fratila, 2013] citam que a aplicação de novas técnicas, como a usinagem a seco ou a usinagem pelo método de atomização, visam eliminar ou reduzir o uso de fluidos de corte, respectivamente. Esta redução na utilização dos fluidos permite ganhos de preservação do meio ambiente, redução de custos e melhores condições de trabalho no ambiente fabril. As aplicações como MQL/NDM (Mínima Quantidade de Lubrificante / *Near Dry Machining*), usinagem a seco ou com ar comprimido tem recebido grande importância. Usinagens com MQL e com ar comprimido classificam-se como técnicas amigáveis ao meio ambiente e surgem como alternativas viáveis e sustentáveis frente ao fluido de corte em abundância.

2.4 Usinagem com Mínima Quantidade de Lubrificante (MQL)

De acordo com Astakhov, 2008, a usinagem com MQL consiste na aplicação de quantidades muito pequenas de óleo lubrificante na região de corte. Foi desenvolvido como uma alternativa à refrigeração por abundância e à refrigeração interna de alta pressão para reduzir o consumo de fluidos de corte. Em MQL, o meio lubrificante é fornecido como uma mistura de ar e óleo sob a forma de aerossol (muitas vezes referido como névoa). Uma imagem idealizada de MQL é mostrada na Figura 2.10 em que se observam pequenas gotículas de óleo transportadas pelo ar diretamente para a região de corte da ferramenta, proporcionando resfriamento e lubrificação da broca em furação.

Byrne et al., 2003, e Jayal e Balaji, 2009, explicam que a técnica MQL apresenta melhor poder lubrificante em relação ao fluido de corte aplicado em abundância (ABD), principalmente quando utilizados maiores valores de velocidade de corte (v_c). No caso, as partículas atomizadas do lubrificante conseguem atingir a região de corte, gerando uma diminuição do atrito nas interfaces cavaco-ferramenta-peça e uma redução das forças de usinagem. Conseqüentemente tem-se um decréscimo do calor gerado pelo atrito, possibilitando melhora no acabamento da superfície da peça e maior vida útil da ferramenta.

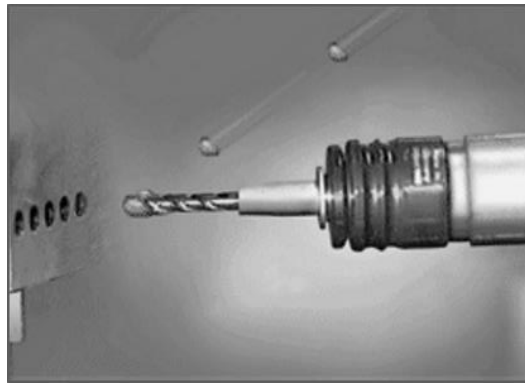


Figura 2.10 – Imagem idealizada da aplicação de MQL em furação [Astakhov, 2008].

Philip et al., 2001 e Varadarajan et al., 2002, apontam que outro fator importante no sistema MQL é sua maior eficiência térmica em relação ao fluido de corte aplicado em abundância (ABD). Segundo eles, em virtude da sua alta velocidade, as gotículas atomizadas do lubrificante perfuram a camada de vapor formada pelo processo de corte, atingindo as interfaces quentes e permitindo uma transferência de calor mais eficiente. Na aplicação da técnica MQL, a transferência de calor é predominantemente por convecção e evaporação (mistura ar/óleo). A transferência por evaporação é facilitada pelo aumento da área da superfície causada pela atomização, tornando a transferência de calor no MQL mais eficiente que a transferência por convecção em meio líquido presente no ABD.

Hadad e Sadeghi, 2013, explicam que as gotículas do lubrificante acessam a região de corte através das asperezas nas interfaces de contato cavaco-ferramenta-peça. Assim, o fluxo destas gotículas de lubrificante pode ajudar a lubrificar a região de corte, eliminando zonas de forte aderência e fricção. A Figura 2.11, adaptada de Battaglia, 2008, identifica a zona de cisalhamento secundário e a zona de fricção, respectivamente.

Diferentes autores [Hutchings, 1992; Varadarajan et al., 2002; Tasdelen et al., 2008] explicam que a presença das gotículas do lubrificante na região de contato cavaco-ferramenta reduz o comprimento de contato na interface, diminui a tensão de compressão e promove o enrolamento do cavaco. Parte das gotículas aderidas à superfície de trabalho é adsorvida pela peça e resultam no fluxo plástico na parte posterior do cavaco devido ao efeito *Rebinder*².

Outra vantagem do sistema MQL é a evaporação da maior parte do fluido durante a usinagem, resolvendo, até certo ponto, os principais problemas como desperdício e

² *Rebinder* refere-se ao efeito exercido por um meio líquido ou gasoso nas propriedades mecânicas dos sólidos. A origem deste efeito é a redução da energia superficial causada pela adsorção, que é a capacidade de um sólido ou líquido de atrair e manter em sua superfície átomos ou moléculas de um gás, um líquido, um soluto ou uma suspensão, resultando em uma interação físico-química na interface sólido/meio [Silva, 2006].

eliminação de fluidos nocivos. Os cavacos produzidos por MQL são praticamente secos. Por isso, a necessidade de secar os cavacos antes da reciclagem não é necessária, o que também garante uma produção mais limpa [Sharma e Sidhu, 2014].

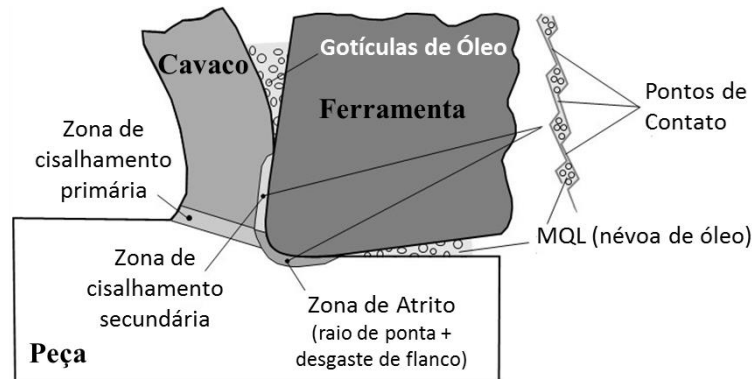


Figura 2.11 – Área de contato real e fontes de lubrificantes nas interfaces na região de corte.

A aplicação de MQL é uma alternativa sustentável (ambientalmente amigável e economicamente benéfica) à utilização de fluido de corte em abundância, e a técnica de MQL já é usada com sucesso há muitos anos em diferentes processos de corte e conformação de metais. As suas vantagens levam à previsão de que sua faixa de aplicação cresça ainda mais, visto que a tecnologia da usinagem quase a seco já está perfeitamente apta para diversos processos de fabricação [Weinert et al., 2004, Teixeira Filho, 2006; Fratila, 2013].

Com base nos benefícios acima relatados do uso do sistema MQL é possível afirmar que o emprego do sistema MQL é ambientalmente amigável, gera benefícios econômicos com a redução dos custos de fabricação, decréscimo no consumo de energia e ampliação da vida útil da ferramenta, além de benefícios ambientais e de saúde ocupacional com a redução ou eliminação dos vários aspectos nocivos dos fluidos de corte tradicionalmente aplicados.

2.4.1 Classificação dos sistemas MQL

Independente da classificação, o princípio de funcionamento do atomizador é o mesmo. Astakhov et al., 1996 e Astakhov, 2008, descrevem o atomizador como um ejetor onde a energia do gás comprimido (normalmente ar) é usada para atomizar o óleo, que é então transportado pelo ar em um sistema de distribuição de baixa pressão para a zona de usinagem. À medida que o ar comprimido flui através do tubo de Venturi, cria-se um vácuo parcial na câmara de mistura que extrai o óleo do reservatório mantido sob uma pressão hidráulica constante. O princípio do atomizador é mostrado na Figura 2.12.

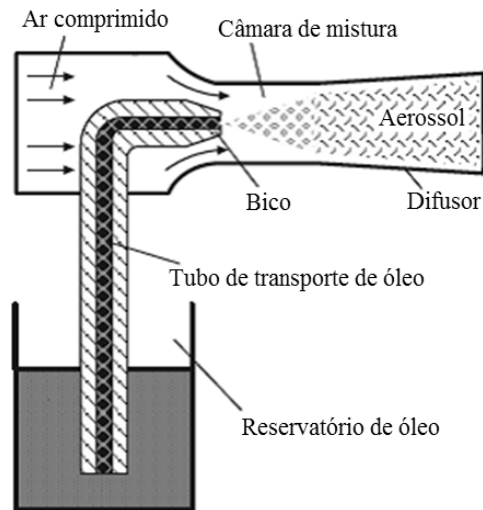


Figura 2.12 – Modelo de um atomizador simplificado [Astakhov, 2008].

Astakhov, 2008, descreve que não existe uma classificação que determine a porcentagem da mistura óleo/ar, a pressão do ar e a vazão do lubrificante para a atomização. Sugere a classificação: (a) pelo fornecimento do aerossol e (b) pela composição do aerossol.

a) Fornecimento do aerossol

O fornecimento do aerossol pode ser externo (bocais) ou interno (ferramenta).

- Externo. O aerossol é fornecido por um bocal externo colocado na máquina semelhante a um bocal para o fornecimento de fluido de corte em abundância (ABD). Existem duas opções, as quais são apresentadas na Figura 2.13: *MQL (A)* e *MQL (B)*.

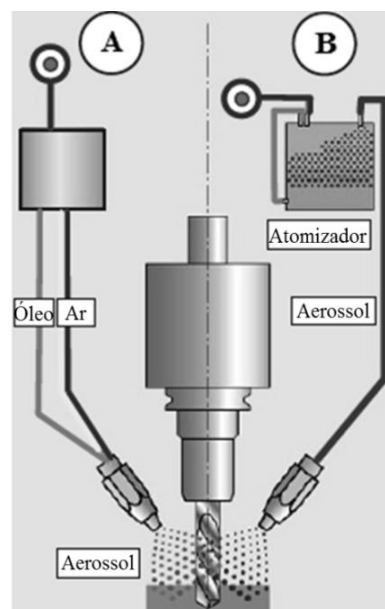


Figura 2.13 – Princípios de aplicação do MQL externo [adaptado de Astakhov, 2008].

- *MQL (A)*: O óleo e o ar comprimido são fornecidos para o bocal ejetor e o aerossol é formado após o bocal. Provavelmente é o método mais barato e de simples aplicação, porém, os ajustes não são simples. Caso não sejam tomadas precauções especiais, a unidade gera uma névoa densa (riscos à saúde e ao meio ambiente). Torna-se necessário o uso de uma unidade hidráulica que possibilite o ajuste dos parâmetros do aerossol em uma larga faixa de valores em termos de tamanho das gotículas e proporção da vazão da mistura óleo/ar.
- *MQL (B)*: O aerossol é preparado em um atomizador externo e, em seguida, fornecido a um bico convencional (usado para ABD). É o método mais simples, permitindo o uso dos conjuntos de bocais instalados na máquina.
- Interno. O aerossol é fornecido através da ferramenta (interno) semelhante ao método de aplicação de fluido a alta pressão. O atomizador pode ser *externo* ou *interno*.
 - *Atomizador externo*: O aerossol é preparado em um atomizador externo e depois fornecido através do fuso e dos canais internos feitos na ferramenta. Quando usado em centros de usinagem ou células de produção, a unidade de fornecimento de aerossol tem de reagir à troca frequente de ferramenta, definindo os parâmetros de aerossol adequados para cada ferramenta/operação.
 - *Atomizador interno*: A mistura ar/óleo é feita o mais próximo possível da ferramenta em uma câmara de mistura bem projetada. Para fazer isso, o óleo é fornecido através do fuso por um tubo central dentro do canal de ar anular circundante. O ar e o óleo são misturados na câmara de mistura perto da ferramenta. Dado que o aerossol de ar/óleo é influenciado apenas pela rotação do fuso para uma curta distância, a resposta de descarga da ponta da ferramenta é melhorada. O projeto do bocal e da câmara de mistura, bem como o controle da descarga de óleo são críticos para a aplicação, e normalmente são patenteados pelos fabricantes das máquinas-ferramentas.

b) Composição do aerossol

Segundo Astakhov, 2008, de forma geral, o aerossol é uma mistura ar/óleo. A vazão da mistura de MQL situa-se entre 30 ml/h e 600 ml/h, dependendo dos fatores do processo. Outras composições possíveis são a mínima quantidade de arrefecimento por lubrificante (MQCL) e óleo sobre gotícula de água (OoW).

De acordo com Yoshimura et al., 2005, o método OoW é projetado para fornecer uma quantidade mínima de lubrificante e ao mesmo tempo fornecer o efeito refrigerante requerido

na ferramenta e nas superfícies usinadas. No conceito de OoW (Figura 2.14), quando uma gotícula ideal de OoW alcança a região de corte, o óleo lubrificante espalha-se sobre a superfície antes da dispersão da água. Conseqüentemente, espera-se que as gotículas de água desempenhem três importantes tarefas: transportar uma quantidade mínima de lubrificante; espalhar o lubrificante sobre as superfícies (peça e ferramenta) devido a sua própria inércia; resfriar as superfícies através da água (calor sensível) e da evaporação (calor latente). Para gerar as gotículas de OoW, é necessário um bocal ejetor especialmente concebido.

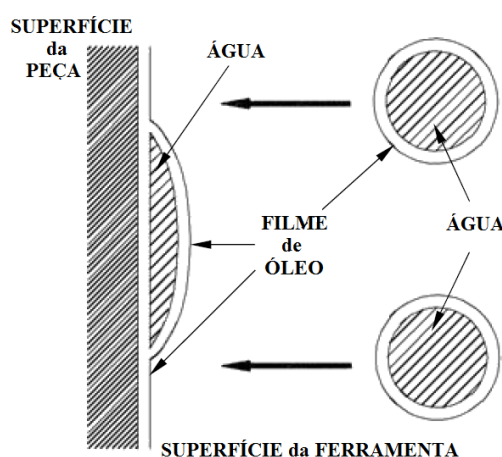


Figura 2.14 – Conceito de gotícula OoW [adaptado de Yoshimura et al., 2005].

Conforme Astakhov, 2008, a mínima quantidade de arrefecimento por lubrificante (MQCL) combina uma fonte de gás propulsor, aditivos de lubrificação (p. ex. óleo de soja) e CO₂ líquido e/ou gasoso (refrigerante) em várias concentrações para formar um aerossol. O sistema MQCL emprega um injetor Coandă coaxial e um jato pulverizador. O pulverizador emprega um mecanismo de carga eletrostática que aumenta a uniformidade das gotículas, a força de pulverização e a deposição na superfície usinada. A tecnologia MQCL explora o efeito Coandă³ para a injeção de aditivos e controle do fluxo de pulverização. A mistura de gás propulsor e aditivo se move ao longo do perfil Coandă como uma película fina, mantida pelo gás propulsor e pela pressão atmosférica (Figura 2.15). O efeito Coandă cria um túnel de pressão que se estende da ponta do bico à região de corte. O efeito confina e protege o spray de lubrificante resfriado à medida que se move do bocal para a região de corte.

³ O efeito Coandă é a tendência de um filete de um fluido seguir o contorno da superfície sobre a qual incide, se a curvatura da mesma, ou o ângulo de incidência do fluido com a superfície, não são muito grandes. Usado para expressar as forças que se originam devido a viscosidade dos fluidos.

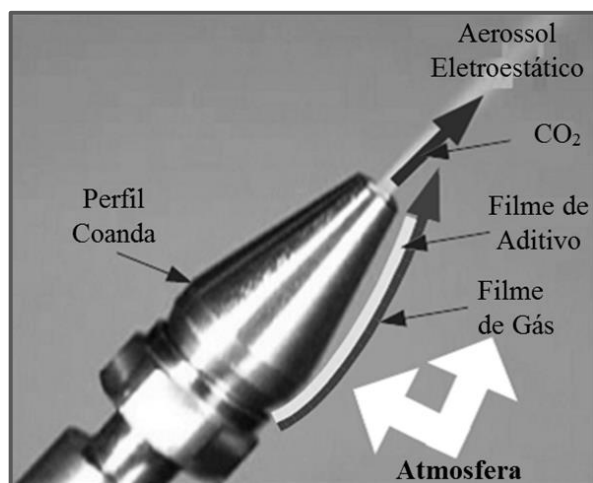


Figura 2.15 – Efeito Coandă [Astakhov, 2008].

2.4.2 Trabalhos sobre o sistema MQL aplicados em usinagem

A busca por processos de produção sustentáveis tem incrementado a procura por sistemas que se adaptem aos novos conceitos de fabricação, tendo como norte os três pilares da sustentabilidade. O sistema MQL atende a todos esses requisitos e isto incentiva a crescente produção de pesquisas abordando vários processos de usinagem. A Tabela 2.1 apresenta a relação de algumas pesquisas sobre o tema.

Tabela 2.1 – Pesquisas realizadas sobre utilização de MQL.

Autor(es)	Material	Processo	Vazão [ml/h]	Pressão [MPa]
Banerjee e Sharma, 2014	AISI 1045	Torneamento	50	–
Dhar et al., 2007	AISI 1040	Torneamento	200	0,8
Hadad e Sadeghi, 2013	AISI 4140	Torneamento	30*	0,3
Kamata e Obikawa, 2007	Inconel 718	Torneamento HSC	16,8	0,4-0,6
Lohar e Nanavaty, 2013	AISI 4340	Torneamento	600-1200	0,6
Machai et al., 2013	Ti-10V-2Fe-6Al	Corte de canais	30**	0,6
Obikawa et al., 2006	AISI 1045	Corte de canais HSC	7	0,3-0,7
Rahim et al., 2015	AISI 1045	Torneamento	–	0,2
Saini et al., 2014	AISI 4340	Torneamento	300	0,4
Sharma e Sidhu, 2014	AISI D2	Torneamento	–	–
Suarez, et al., 2009	Al 7075-T7	Fresamento	–	–
Tazehkandi et al., 2015	Inconel 706	Torneamento	60	0,6
Zhang et al., 2012	Inconel 718	Fresamento de topo	8	0,15

* Foram utilizados 2 bicos ejetores, cada um regulado com vazão de 30 ml/h.

** Foi realizada uma aplicação conjunta de CO₂ na superfície de saída do inserto, próximo à aresta de corte.

2.5 Ar Comprimido (ACO) como Fluido Refrigerante

Autores diferentes [Sharma et al., 2009; Dixit et al., 2012; Chetan et al., 2015], explicam que o arrefecimento a gás é uma alternativa ambientalmente amigável, que pode substituir a refrigeração por ABD e MQL no corte de metal, sem sacrificar o desempenho na usinagem. O seu uso não tem nenhum efeito adverso à saúde e pode funcionar como uma alternativa ao refrigerante líquido. Marksberry, 2007, cita que doenças laborais causadas pela formação de névoa e desperdício de fluido de corte ainda são grandes inconvenientes.

Fluidos gasosos são geralmente referidos a substâncias na forma gasosa à temperatura ambiente. Estes podem ser utilizados em operações de corte em usinagem no estado normal, pressurizado ou no estado líquido (refrigerado). Os gases comumente utilizados são: ar, nitrogênio, argônio, hélio, e dióxido de carbono. Considerados como gases inertes, eles têm alta resistência à corrosão que previne a oxidação da ferramenta e da superfície usinada em altas temperaturas de corte [Shokrani et al., 2012; Ruffino, 2013; Debnath et al., 2014].

Segundo Shokrani et al., 2012 e Ruffino, 2013, a retirada de calor gerada pelos fluidos gasosos não é tão eficaz quanto a remoção feita por fluidos líquidos devido à baixa capacidade calorífica dos gases. Mas isto é compensado com a utilização de altas pressões e altas velocidades, associadas às baixas temperaturas dos gases. O princípio de ação dos fluidos gasosos é bem similar aos dos fluidos líquidos. Porém, a sua penetração nas interfaces cavaco-ferramenta-peça acontece mais facilmente, principalmente quando utilizados em alta pressão. Outra importante função do gás como fluido é promover a remoção do cavaco da região de corte. Esta função é de extrema importância em operações onde o cavaco formado pode prejudicar o acabamento da superfície usinada.

Conforme Dixit et al., 2012, o resfriamento a ar comprimido é um caso especial de arrefecimento a gás. É considerado um método de arrefecimento relativamente mais barato, pois o ar é um recurso natural e está prontamente disponível em todos os lugares. Os únicos procedimentos necessários ao sistema de refrigeração a ar é comprimir e descarregar o ar a uma pressão definida. Na maior parte das indústrias, o ar comprimido já está disponível.

O uso de ar comprimido possui outra vantagem inerente à sua composição química. Conforme explica Trent e Wright, 2000, o próprio ar atua, até certo ponto, como lubrificante. O ar comprimido modifica o fluxo do cavaco no momento do corte; assim, o oxigênio presente no ar penetra pela borda do cavaco e evita a sua adesão à ferramenta. Paralelamente ocorre a formação de óxidos nas superfícies da ferramenta e da peça recém-usinada que, “nos lugares certos”, reduzem o atrito e, “nos lugares errados”, aceleram o desgaste de entalhe.

2.5.1 Formas de aplicação

Não existe uma forma predeterminada para a posição, a temperatura do jato, a pressão ou a vazão do ar comprimido aplicado no processo de usinagem. Conforme Sandvik, 2009, os processos de fabricação por usinagem que utilizam o ar comprimido para auxiliar na expulsão do cavaco (fresamento e madrilamento) fazem uso de baixa pressão (200 a 800 kPa), normalmente disponíveis em chão de fábrica.

O posicionamento do jato de ar comprimido é semelhante ao do aspersor de MQL, ou seja, deve estar em uma posição que permita que o fluxo de ar atinja a região de corte. Ko et al., 1999, verificaram no torneamento de materiais endurecidos que a temperatura é mais elevada em torno das superfícies de saída e de folga da ferramenta, concluindo que o fluido de arrefecimento deve ser direcionado a estas zonas com o intuito de otimizar o resfriamento. As direções selecionadas foram: superior, oblíqua e de flanco (Figura 2.16).

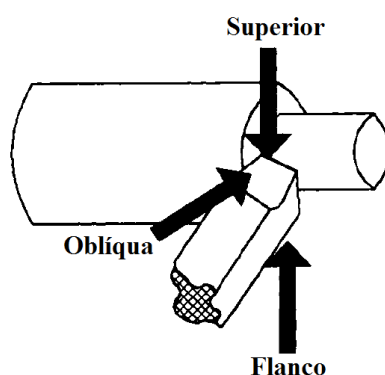


Figura 2.16 – Posições de aplicação do ar comprimido [adaptado de Ko et al., 1999].

Dixit et al., 2012, comentam que existem várias maneiras de aplicar o jato de gás, e que é possível usar jatos múltiplos. Cada posição do jato traz diferentes benefícios para o processo de usinagem. O jato superior esfria a parte de cima do cavaco e ajuda em seu enrolamento. No caso, o comprimento do contato cavaco-ferramenta é reduzido e o atrito é minimizado. Quando o jato incide na superfície de saída (direção oblíqua), elimina o calor gerado pela fricção da superfície de saída com o cavaco.

Em conjunto com o sistema de abastecimento de ar comprimido é possível a instalação de um tubo Vortex (Figura 2.17), o qual permite a aplicação de ar comprimido em baixas temperaturas na região de corte maximizando, assim, o arrefecimento.

No Vortex, o ar comprimido entra tangencialmente a uma câmara cilíndrica. Um fluxo turbulento de gás em movimento tipo espiral escapa através de ambas as extremidades. Esta corrente de ar rotativa produz uma região de alta pressão perto da parede do cilindro e uma

região de baixa pressão próxima ao eixo. Uma extremidade do cilindro é fechada por um bocal cônico que permite a fuga de ar apenas a partir da periferia (ar quente). A outra extremidade permite o fluxo da porção central do ar (ar frio) [Dixit et al., 2012].

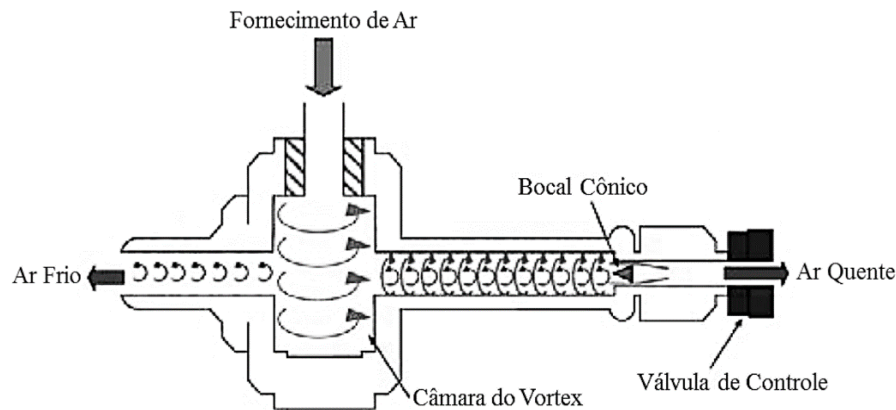


Figura 2.17 – Esquema do tubo Vortex [adaptado de Ginting et al., 2016].

Conforme Ginting et al., 2016, o tubo Vortex é usado para produzir ar frio para resfriamento local e usinagem, pois requer somente ar comprimido. Gera temperaturas razoavelmente baixas ($-40\text{ }^{\circ}\text{C}$) e é livre de manutenção, pois não há partes móveis. Porém, seu funcionamento requer um alto fluxo de ar e um compressor com grande capacidade, fato que pode inviabilizar sua aplicação em produção seriada e em empresas de pequeno porte.

2.5.2 Trabalhos sobre o uso de ACO

A busca pela usinagem ambientalmente amigável traz à tona todos os custos associados ao uso de fluidos de corte, sejam eles financeiros (compra e descarte), ambientais (contaminações e poluição) e sanitários (doenças ocupacionais). Mesmo sistemas que minimizam o uso de fluidos de corte (como o MQL), quando não empregados corretamente, tornam-se potencialmente perigosos, o que leva à necessidade da completa eliminação do uso de fluidos de corte na usinagem.

Isso tem incentivado a busca por sistemas de fabricação que atendam de maneira mais completa os três pilares da sustentabilidade. A refrigeração com ACO atende esses requisitos e isto incentiva a produção de pesquisas sobre a sua aplicação em usinagem.

Sarma e Dixit, 2007, estudaram o desempenho do torneamento a seco e com ACO do ferro fundido cinzento com inserto de cerâmica mista. Observaram que em velocidades de corte mais elevadas ($v_c \geq 400\text{ m/min}$), o ACO reduziu expressivamente a ocorrência de desgaste no flanco da ferramenta e aumentou a vida útil da mesma em comparação ao corte a

seco. Além disso, o arrefecimento por ACO reduziu as forças de corte e de avanço em comparação às forças correspondentes no torneamento a seco.

Kim et al., 2001, mostraram que a aplicação de ACO refrigerado no fresamento HSC do Inconel 718 aumentou a vida útil da ferramenta em 2 vezes quando comparado à usinagem a seco e 3,5 vezes na comparação com a utilização de fluido de corte em abundância (ABD).

No processo de torneamento da liga de titânio Ti-6Al-4V, Liu et al., 2013, mostraram que a utilização de ACO refrigerado gera menor temperatura na região de corte, menor rugosidade e menor ocorrência de desgaste da ferramenta quando comparada ao corte a seco.

Quando múltiplas características de desempenho (rugosidade, componentes da força de usinagem, desgaste de flanco e volume do material removido) devem ser atendidas no fresamento frontal do aço AISI 4140, o ACO arrefecido pode ser aplicado [Jozić et al., 2015].

Nor Khairusshima et al., 2013, demonstraram que no processo de fresamento de um compósito (polímero reforçado com fibra de carbono), o uso de ACO refrigerado reduziu o calor gerado durante a usinagem, preveniu danos a ferramenta e aumentou sua vida útil.

3 PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL

3.1 Etapas do Trabalho

Com o intuito de caracterizar de forma abrangente o uso de meios lubrificantes diferentes no processo de torneamento radial com ferramenta para operações de sangramento e de possibilitar um melhor entendimento dos resultados, este estudo foi dividido em quatro partes, que podem ser analisadas de forma independente, mas que se complementam entre si.

- Etapa 1. Avaliação do uso de lubrificantes distintos (ABD, MQL e ACO) na usinagem de canais simples e múltiplos no aço SAE 1045 de modo a determinar a melhor condição de corte a ser empregada nas etapas seguintes. Essa avaliação aborda as forças de usinagem e as rugosidades das superfícies laterais dos canais obtidas para diferentes combinações de parâmetros de corte e meios lubrificantes.
- Etapa 2. Investigação da aplicação de MQL em comparação com ABD na operação de faceamento do aço SAE 1045 realizado com ferramenta para operações de sangramento. Essa investigação comparativa considera a influência dos fluidos sobre as forças de usinagem e sobre as rugosidades das superfícies faceadas. Aborda-se também a influência da posição do bico aspersor de MQL nos resultados⁴.
- Etapa 3. Verificação da possibilidade de utilização de micro paradas (*pecking*) na operação de sangramento radial (corte de canais simples) do aço SAE 1045 em comparação com o corte contínuo. A motivação para o estudo foi a baixa eficiência da ferramenta de corte na quebra do cavaco gerado no processo durante os ensaios das etapas anteriores. No caso, devido à grande profundidade do corte radial (a_r) e à pequena largura da ferramenta (b), o excesso de cavaco poderia causar danos à ferramenta, à máquina e às superfícies usinadas. Como forma de sanar esta ocorrência, foi proposto o uso do *pecking* na operação de corte possibilitando uma melhor quebra e um maior controle do cavaco. Essa verificação analisa a geometria do cavaco gerado nas duas situações, as forças de usinagem e as rugosidades das superfícies usinadas.

⁴ A Etapa 2 gerou o Trabalho de Conclusão de Curso do aluno Maurício Rudi Peiter intitulado “Avaliação do acabamento da face de uma peça de aço-carbono gerado pelo processo de sangramento radial em função da largura de corte” [Peiter, 2015] e o artigo apresentado e publicado nos anais do CONEM 2016 com o título “Estudo do acabamento gerado em operação de faceamento com ferramenta de sangramento radial para diferentes condições de corte” [Espindola et al., 2016].

- Etapa 4. Estudo da eficiência do emprego de MQL em comparação com ABD durante a vida útil da ferramenta de sangramento radial na usinagem de canais simples do aço SAE 1045. Esse estudo comparativo leva em conta as influências sobre as forças de usinagem, as rugosidades e os desvios dimensionais dos canais, e os desgastes da ferramenta.

3.2 Materiais e Métodos

O material utilizado em todos os estudos foi o aço SAE 1045, material de uso geral e disponível comercialmente em barras de seção circular e em vários diâmetros. A Tabela 3.1 apresenta a composição química do material utilizado obtido através de análise metalográfica realizada no Laboratório de Metalurgia Física (LAMEF-DEMET-UFRGS).

Tabela 3.1 – Composição química dos corpos de prova do aço SAE 1045 (% massa).

Fe	C	Mn	Si	S	P	Outros
98,467	0,471	0,717	0,222	0,008	< 0,001	≈ 0,114

A Tabela 3.2 mostra a relação das dimensões e das quantidades de corpos de prova utilizados em cada etapa.

Tabela 3.2 – Quantidade de corpos de prova utilizados nas etapas.

Etapa	Diâmetro [mm]	Comprimento [mm]	Quantidade
1	50,80	83	27
2	44,45	–	6
3	44,45	80	4
4	44,45	80	75

A máquina-ferramenta utilizada para execução dos experimentos foi o torno CNC Mazak modelo Quick Turn Nexus 100-II disponível no Laboratório de Automação em Usinagem (LAUS-DEMEC-UFRGS), conforme ilustra a Figura 3.1a. O torno possui rotação máxima de 6000 rpm e potência máxima de 23,5 kVA.

Nas operações de sangramento radial e faceamento (Etapas 1 e 2), foi utilizado o inserto de metal duro Sandvik com cobertura PVD e versão neutra (N) modelo N123F2-0300-0002-CM 4125 ($z = 2$ arestas, largura $b = 3,0$ mm, ângulo frontal $\varphi = 0^\circ$ e raio de canto $r_\varepsilon = 0,2$ mm) com v_c recomendada entre 100 m/min e 230 m/min e f entre 0,05 mm/rev. e 0,2 mm/rev. Para a operação de sangramento radial (Etapas 3 e 4) aplicou-se o inserto

Sandvik modelo N123F2-0250-0002-CM 4125 (difere da anterior para $b = 2,5$ mm) (Figura 3.1b) com v_c recomendada entre 100 m/min e 230 m/min e f entre 0,05 mm/rev. e 0,16 mm/rev.. De acordo com o fabricante [Sandvik, 2009], o quebra-cavacos CM é utilizado para a usinagem média (desbaste leve ou semiacabamento) de canais frontais e corte de peças. A classe GC 4125 é indicada para operações que exigem alta tenacidade e é recomendada para a usinagem de superligas e ligas resistentes ao calor. Em todas as etapas foi utilizado um suporte Sandvik modelo LF123F20 2020B (Figura 3.1c).

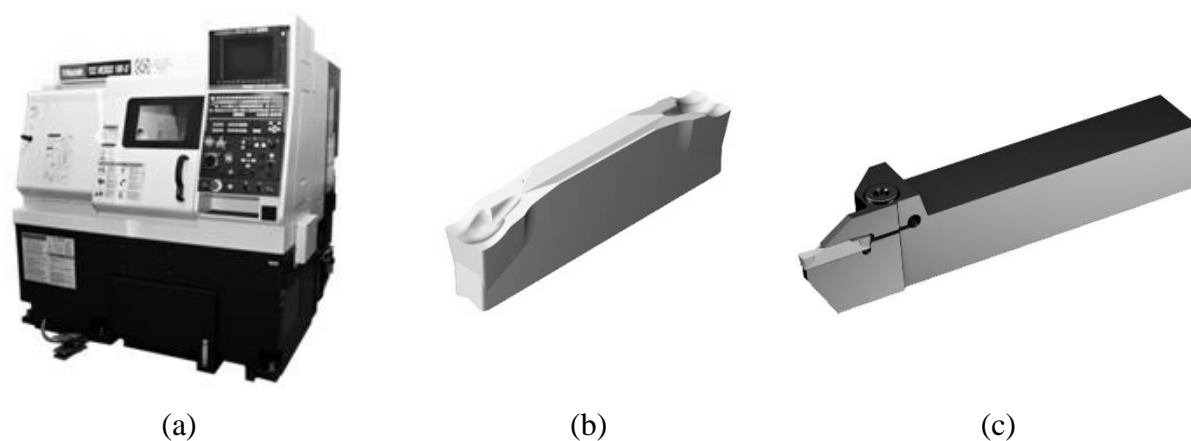


Figura 3.1 – Máquina-ferramenta e ferramenta de corte: (a) torno CNC Mazak QTN 100-II; (b) inserto de metal duro; (c) suporte com inserto fixado.

Para a preparação dos corpos de prova utilizados nas Etapas 1 e 2 usou-se o torno mecânico Romi[®] modelo I20 (Figura 3.2) do Laboratório de Usinagem Convencional (LUC-DEMEC-UFRGS). O torno I20 possui rotação máxima de 2000 rpm e potência de 3,7 kW.

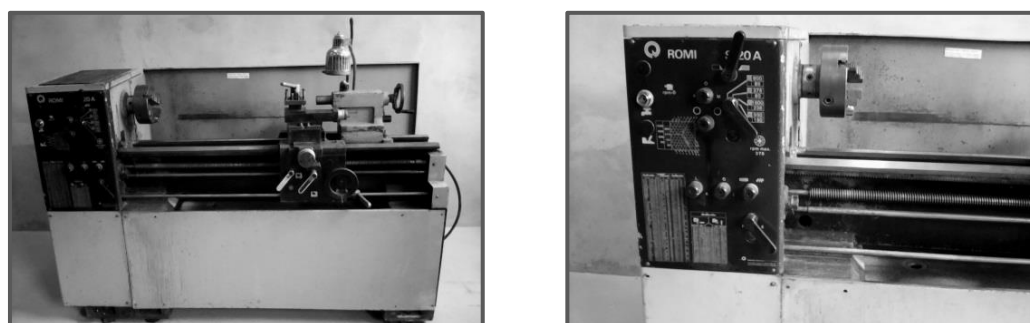


Figura 3.2 – Imagens do torno mecânico Romi I20.

Os corpos de prova utilizados nos testes das Etapas 3 e 4 foram previamente padronizados através das operações de faceamento e de confecção do furo de centro (fixação do contraponto) realizadas no torno CNC Mazak[®] QTN 100-II. O contraponto tem a função de aumentar a rigidez da fixação dos corpos de prova e minimizar algum possível

desbalanceamento (geração de vibrações) da peça durante o corte, que poderia afetar os resultados das medições das forças de usinagem e da rugosidade gerada.

A medição das componentes ortogonais da força de usinagem durante o torneamento radial (corte de canais e faceamento) foi realizada utilizando o sistema de aquisição de sinais do LAUS-UFRGS composto por um dinamômetro piezelétrico Kistler® modelo 9129A, um condicionador de sinais Kistler® modelo 5070A, uma placa de aquisição de dados Measurement Computing modelo PCIM-DAS 1602/16 e um computador com *software* LabVIEW® 8.6 (Figura 3.3). Foram adquiridos os sinais das forças de avanço (F_x), de corte (F_y) e passiva (F_z) a uma taxa de aquisição de dados de 1 kS/s (1000 pontos por segundo).

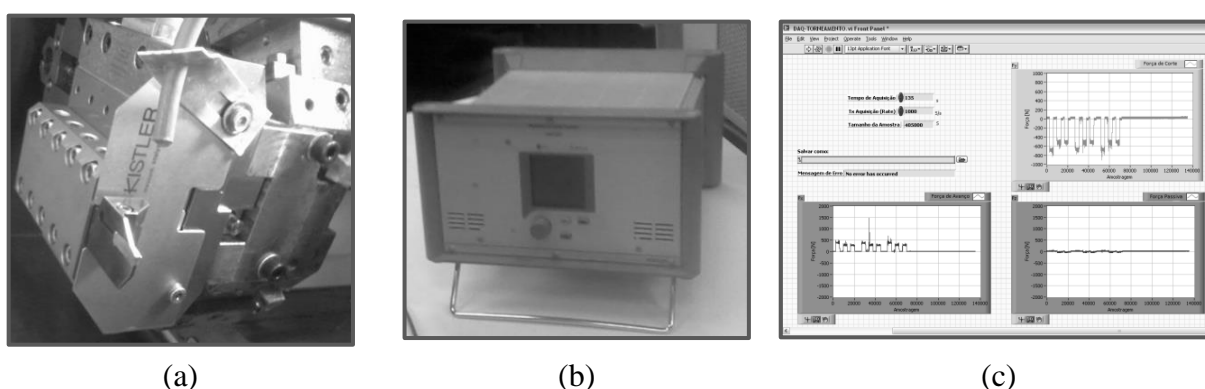


Figura 3.3 – Sistema de aquisição de sinais de força: (a) dinamômetro Kistler® 9129A; (b) condicionador de sinais Kistler® 5070A; (c) interface gráfica via LabVIEW®.

Os dados adquiridos foram tratados e analisados nos *softwares* Microsoft® Excel e Minitab® 17. Foi considerada uma confiança de 95% para a incerteza expandida dos resultados das componentes ortogonais força de usinagem. Como houve repetição dos ensaios (exceto na Etapa 3), os valores considerados são as médias dos valores calculados entre as amostras.

A medição dos parâmetros de rugosidade média (R_a) e total (R_t) das amostras geradas nas peças usinadas foi realizada através do rugosímetro portátil Mitutoyo® modelo SurfTest SJ 201P. A Figura 3.4 apresenta o rugosímetro. Para tanto, utilizou-se um comprimento de amostragem (*cut-off*) $\lambda = 0,8$ mm e um comprimento de medição $l_m = 5 \cdot \lambda = 4$ mm. Estes comprimentos são recomendados pela norma ISO 4287 (2002) para valores de rugosidade média (R_a) entre 0,1 e 2 μm .

A rugosidade requerida na operação de sangramento radial irá depender a qual aplicação a superfície usinada será submetida. Como o sangramento radial é uma operação de torneamento radial, aplicam-se a ele os mesmos limites de rugosidade. A Tabela 3.3 apresenta o número de leituras realizada em cada etapa e a Figura 3.5 as posições de medição.

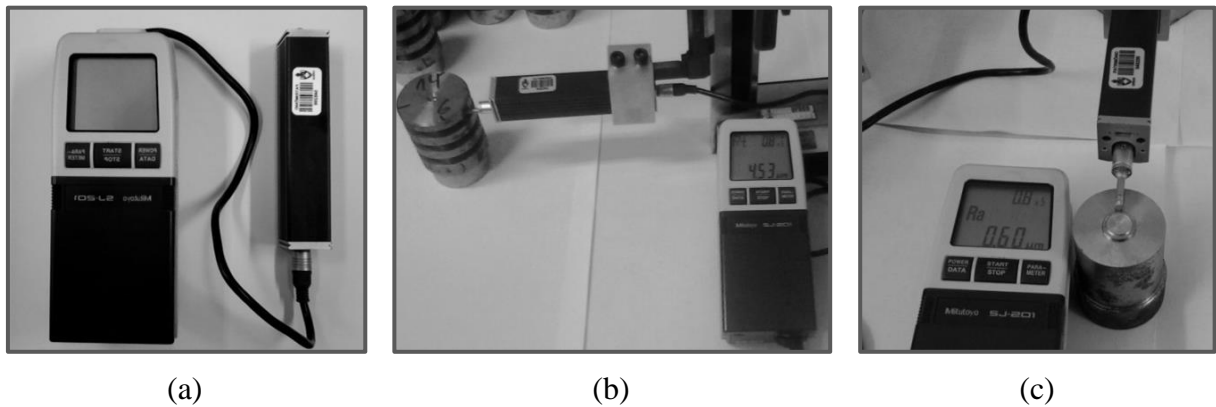


Figura 3.4 – Procedimento para aquisição de dados de rugosidade: (a) rugosímetro SJ 201P; (b) medição na Etapa 1; (c) medição na Etapa 2.

Tabela 3.3 – Leituras de rugosidade das etapas do trabalho.

Etapa	1	2	3	4
Leituras por superfície	3	6	4	4
Posição das leituras	120°	60°	90°	90°
Repetições	2	1	-	1 (MQL) – 1 (ABD 1) – 0 (ABD 2)
Total de leituras	9	12	4	8 (MQL) – 8 (ABD 1) – 4 (ABD 2)

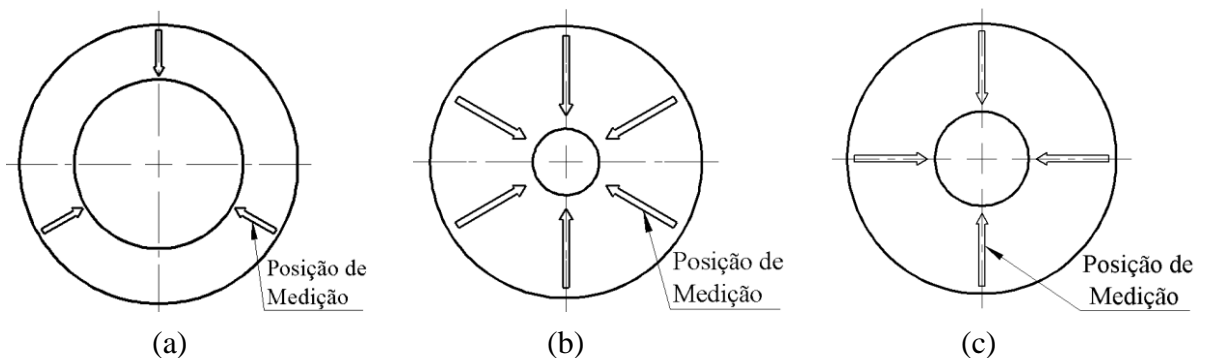


Figura 3.5 – Posições de medição das rugosidades: (a) Etapa 1; (b) Etapa 2; (c) Etapas 3 e 4.

Os desvios dimensionais (deformações das superfícies usinadas) relativos à Etapa 4 foram mensurados na máquina de medição por coordenadas tridimensional Mitutoyo® modelo QM-Measure 353 (Figura 3.6), com resolução de 3 μm , disponível no Laboratório de Metrologia Dimensional (LAMED-DEMEC-UFRGS). As medições foram realizadas em cinco diâmetros de cada superfície e em cada diâmetro foram registradas quatro leituras defasadas de 90°. A Figura 3.7a esquematiza essa deformação e a Figura 3.7b mostra os pontos de medição no disco.

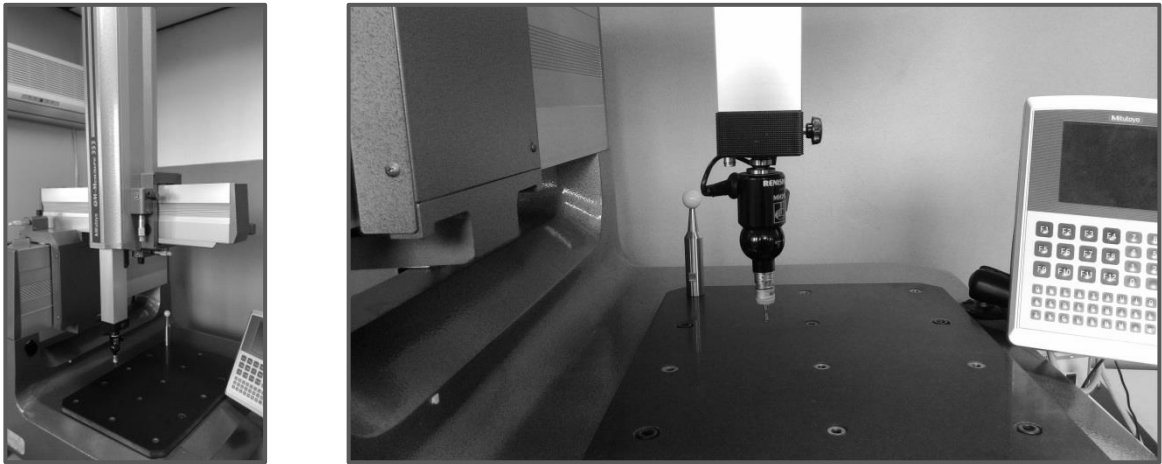


Figura 3.6 – Máquina de medição por coordenadas tridimensional QM-Measure 353.

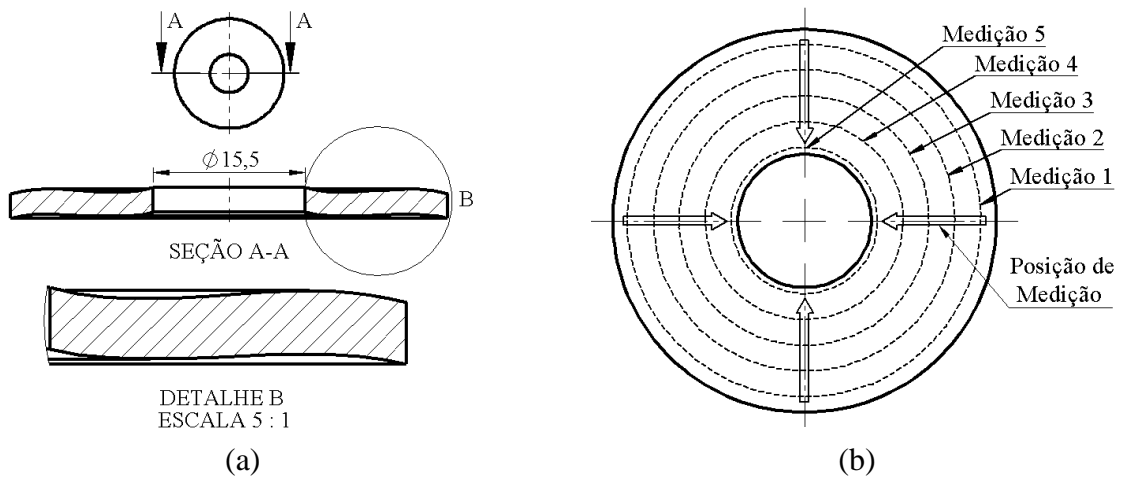


Figura 3.7 – Medição do desvio dimensional: (a) deformação geométrica da peça; (b) posições de medição.

As imagens dos desgastes das ferramentas utilizadas na Etapa 4 foram capturadas através do microscópio digital USB Dino-Lite Pro[®] modelo AM-413ZT (Figura 3.8) com ampliações de 20 a 200x.

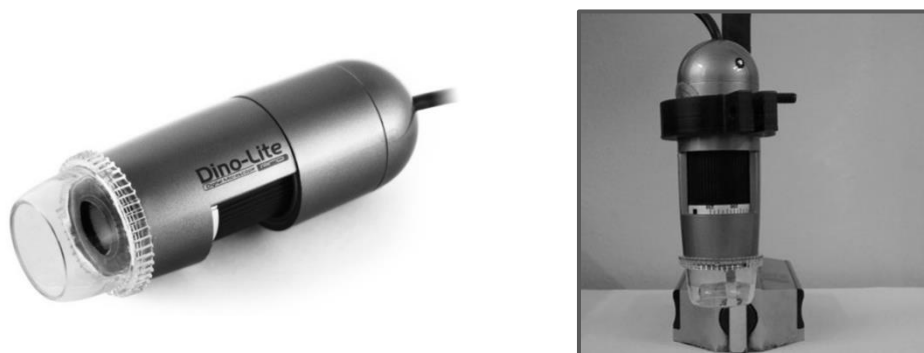


Figura 3.8 – Microscópio digital USB Dino-Lite Pro modelo AM-413ZT.

A imagem captada foi processada através do computador pelo *software* DinoCapture® 2.0 que permitiu realizar as medições do desgaste da ferramenta, como parâmetro medição foi considerada distância entre a aresta nova, demarcada como padrão, e a linha formada pelo desgaste da ferramenta. O mesmo foi também usado na aquisição de imagens das superfícies usinadas nas Etapas 2 e 4.

Foram estabelecidas como pontos de medição dos desgastes da ferramenta as arestas laterais e a frontal do inserto (Figura 3.9). As medições foram realizadas após a usinagem de cada corpo de prova (10 canais).

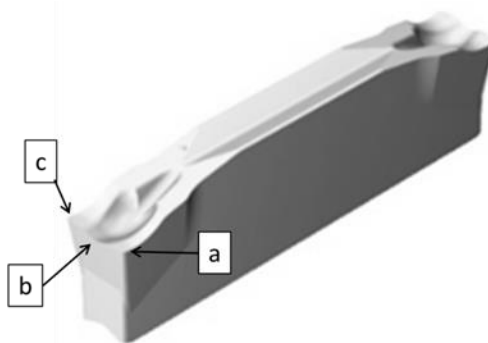


Figura 3.9 – Ferramenta utilizada: detalhe das posições de medição do desgaste do inserto: (a) lateral esquerda; (b) frontal; (c) lateral direita.

O sistema de lubrificação por fluido de corte em abundância (ABD) utilizou a técnica incorporada ao torno CNC que gera inundação em toda a região de corte com uma vazão constante de aproximadamente 720 l/h. Nesse sistema utilizou-se o Fluid B90 – fluido biodegradável isento de óleos (não gera vapores tóxicos) desenvolvido com matérias-primas de fontes renováveis pela Bondmann Química. O fluido possui capacidade lubrificante alta (similar aos óleos integrais) e poder refrigerante ótimo.

A técnica MQL empregou o fluido integral sintético à base de água Quimatic Jet desenvolvido pela Quimatic/Tapmatic exclusivamente para aplicação por nebulização (formação de névoa pela mistura óleo/ar comprimido). O Quimatic Jet não contém solventes nocivos ou metais pesados e é indicado para empresas que trabalham com sistemas de gerenciamento SMS (Segurança, Meio ambiente e Saúde) ou que tenham certificação ISO 14000 ou OHSAS 18001. O Nebulizador IV (Figura 3.10a) da mesma empresa foi fixado na torre porta-ferramentas do torno CNC e o bocal de aspersão direcionado para a aresta de corte a uma distância de 40 mm, perpendicular ao eixo de rotação da peça (Figura 3.10b,c). Os corpos de prova foram usinados utilizando o nebulizador a uma vazão de 0,24 l/h.

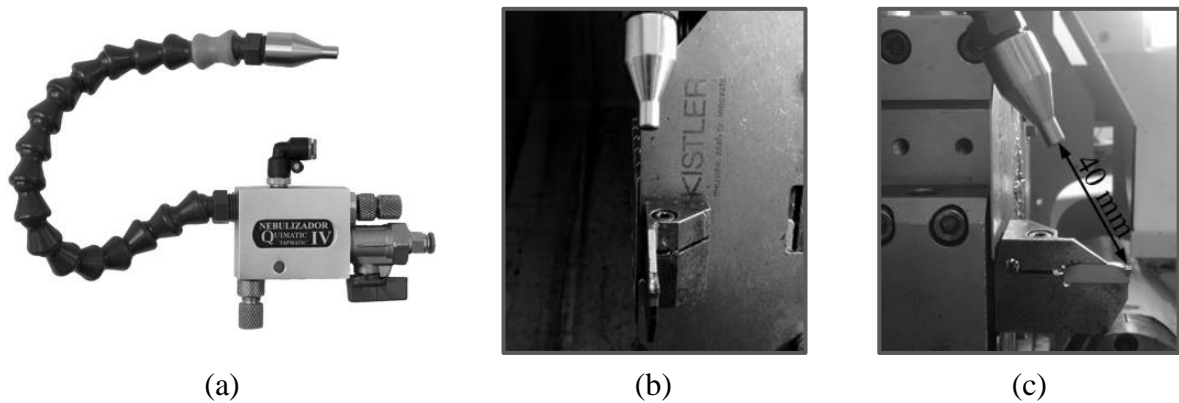


Figura 3.10 – Sistema aspersor: (a) Nebulizador IV Quimatic/Tapmatic; (b, c) detalhe de posicionamento do bico aspersor.

Para o sistema ACO foi utilizando o ar comprimido da linha de serviço disponível no LAUS-UFRGS a uma pressão de 600 kPa e uma vazão aproximada de 2,5 m³/h. A fixação e a posição do aspersor foi a mesma utilizada para o sistema MQL.

3.3 Metodologias

Como supramencionado, a metodologia do trabalho foi dividida em quatro etapas, que podem ser analisadas de forma independente, mas que se complementam entre si.

A utilização de parâmetros de corte dentro da faixa indicada pelo fabricante do inserto propõe um modelo de processo baseado na produtividade.

3.3.1 Etapa 1

Consistiu-se na abertura de canais múltiplos (totalizando 8,0 mm de largura) no corpo de prova. O primeiro canal (canal simples), com largura igual à da ferramenta de corte ($b = a_e = 3,0$ mm) e dois canais subsequentes usinados paralelamente ao primeiro com largura inferior à da ferramenta ($a_e = 2,5$ mm). A ilustração dos cortes realizados pode ser vista pela Figura 3.11. Desta forma, para os dois últimos canais, uma das laterais da ferramenta sempre permanece livre de contato com o corpo de prova. A Figura 3.12 mostra as dimensões do corpo de prova e os cortes realizados.

O canal com 8,0 mm de largura serve a dois objetivos: 1) possibilitar a medição da rugosidade das laterais do canal e 2) verificar se a ausência de contato de uma das laterais da ferramenta com o corpo de prova causa um incremento na oscilação da força passiva (F_z) e, consequentemente, uma maior rugosidade.

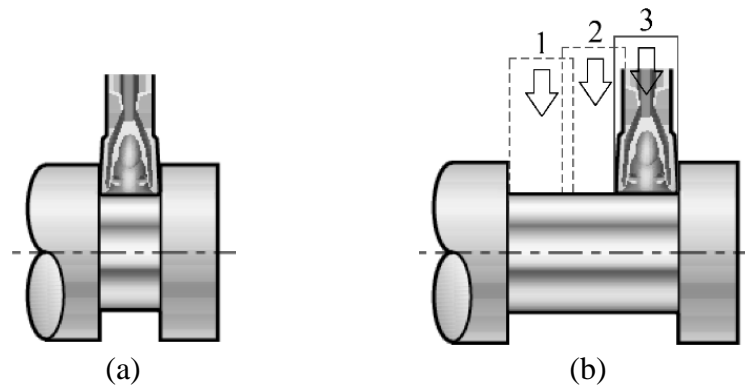


Figura 3.11 – Representação esquemática dos cortes de canais: (a) simples; (b) múltiplos [adaptado de Sandvik, 2009].

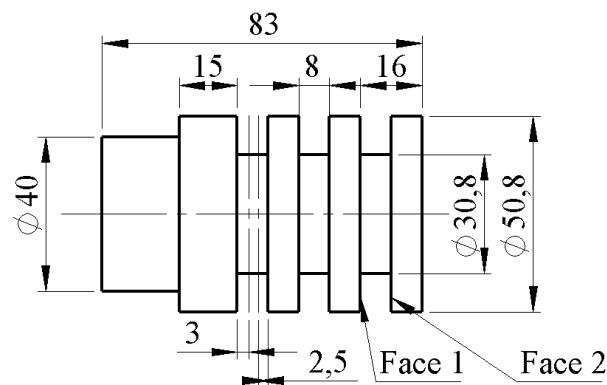


Figura 3.12 – Corpo de prova referente à Etapa 1 (dimensões em mm).

Estabeleceu-se a usinagem utilizando $3^3 = 27$ combinações de parâmetros de entrada (três velocidades de corte “ v_c ”, três avanços “ f ” e três condições de lubrificação), uma combinação para cada corpo de prova (Tabela 3.4).

Tabela 3.4 – Parâmetros de entrada estabelecidos para a Etapa 1.

Sistemas de Lubrificação			Parâmetros de Corte				
ABD	MQL	ACO	v_c [m/min]	f [mm/rev.]	a_c [mm]		
					1°	2°	3°
E1-CP01	E1-CP10	E1-CP19	150	0,050	3,0	2,5	2,5
E1-CP02	E1-CP11	E1-CP20	150	0,075	3,0	2,5	2,5
E1-CP03	E1-CP12	E1-CP21	150	0,100	3,0	2,5	2,5
E1-CP04	E1-CP13	E1-CP22	175	0,050	3,0	2,5	2,5
E1-CP05	E1-CP14	E1-CP23	175	0,075	3,0	2,5	2,5
E1-CP06	E1-CP15	E1-CP24	175	0,100	3,0	2,5	2,5
E1-CP07	E1-CP16	E1-CP25	200	0,050	3,0	2,5	2,5
E1-CP08	E1-CP17	E1-CP26	200	0,075	3,0	2,5	2,5
E1-CP09	E1-CP18	E1-CP27	200	0,100	3,0	2,5	2,5

Para garantir que o desgaste da ferramenta de corte não interferisse no experimento, utilizou-se uma nova aresta de corte para cada corpo de prova.

A medição das componentes ortogonais da força de usinagem (força de avanço (F_x), força de corte (F_y) e força passiva (F_z)) foi realizada para as duas larguras de corte (3,0 mm e 2,5 mm). Também se efetuou a medição dos parâmetros de rugosidade média (R_a) e total (R_t) para as duas laterais do canal usinado. Para avaliar a repetitividade, para cada combinação de parâmetros, foram feitas duas repetições (isto é, três canais em cada corpo de prova).

3.3.2 Etapa 2

Avaliou a operação de faceamento com ferramenta para sangramento com largura $b = 3,0$ mm. O avanço (f) e a velocidade de corte (v_c) constatados como mais eficientes na Etapa 1 foram aplicados. Estabeleceram-se nos experimentos três larguras de corte: $a_e = 0,5$ mm; $a_e = 1,5$ mm; $a_e = 2,5$ mm.

O desenho dos corpos de prova antes e depois do corte com $a_e = 2,5$ mm pode ser visto na Figura 3.13. Como o contraponto rotativo foi posicionado com o intuito de reduzir a vibração dos corpos de prova, o faceamento não foi realizado em toda a face dos mesmos. Portanto, para que não ocorresse o contato da ferramenta com o contraponto, foi previsto um ressalto com diâmetro de 10 mm na face da peça, como mostra a Figura 3.13b.

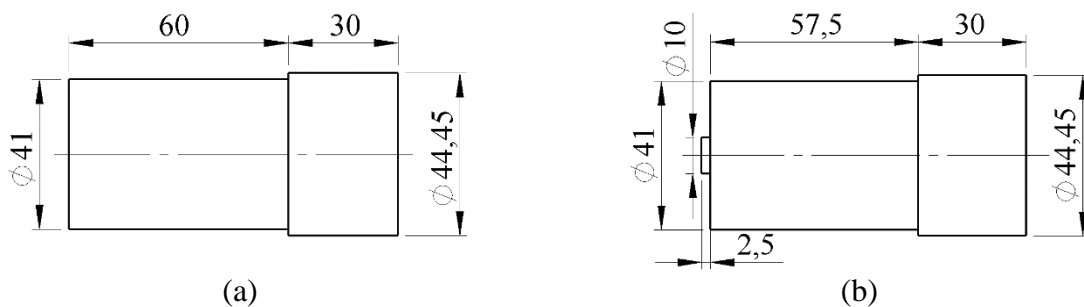


Figura 3.13 – Corpo de prova referente à Etapa 2: (a) dimensões iniciais; (b) representação após faceamento com largura de corte 2,5 mm (dimensões em mm).

Definiu-se a experimentação utilizando 12 combinações de parâmetros de entrada (duas velocidades de corte “ v_c ”, um avanço “ f ”, duas condições de lubrificação e resfriamento e três larguras de corte “ a_e ”). As combinações de parâmetros podem ser vistas na Tabela 3.5. Para garantir a repetitividade, para cada combinação de parâmetros, foi feita uma repetição (ou seja, duas amostras de cada ensaio). Por limitação do número de corpos de prova (no caso, seis), foram obtidas quatro superfícies usinadas em cada um (cada uma delas analisada antes da etapa seguinte), totalizando 24 amostras.

Tabela 3.5 – Parâmetros de corte e identificação dos corpos de prova da Etapa 2.

Corpos de Prova	Sistemas de Lubrificação						Parâmetros de Corte		
	ABD			MQL			f [mm/rev.]	v_c [m/min]	a_e [mm]
	Ensaio	Amostras		Ensaio	Amostras				
E2-CP01	1	1	2	7	13	14	0,075	175	0,5
E2-CP02	2	3	4	8	15	16	0,075	175	1,5
E2-CP03	3	5	6	9	17	18	0,075	175	2,5
E2-CP04	4	7	8	10	19	20	0,075	200	0,5
E2-CP05	5	9	10	11	21	22	0,075	200	1,5
E2-CP06	6	11	12	12	23	24	0,075	200	2,5

De modo a garantir que o desgaste da ferramenta de corte não interferisse no experimento, utilizou-se uma nova aresta para cada sistema lubrificante.

Para a análise do processo optou-se em coletar os parâmetros de rugosidade média (R_a) e total (R_t), as componentes ortogonais da força de usinagem (força de avanço “ F_x ”, força de corte “ F_y ” e força passiva “ F_z ”), e a análise da parcela dinâmica da força passiva (ΔF_z).

3.3.3 Etapa 3

Esta etapa consistiu na usinagem de canais simples (sangramento radial) com largura igual à do inserto (no caso, $b = a_e = 2,5$ mm) visando avaliar a eficiência do procedimento de micro paradas (*pecking*) na quebra dos cavacos. No caso, o corte do material foi realizado através de incrementos de 1,0 mm intercalados com retrações de 0,1 mm da ferramenta de corte. Foi realizada uma serie com nove canais em cada corpo de prova, utilizando um total de quatro corpos de prova. A Figura 3.14 mostra os cortes no corpo de prova e os anéis gerados.

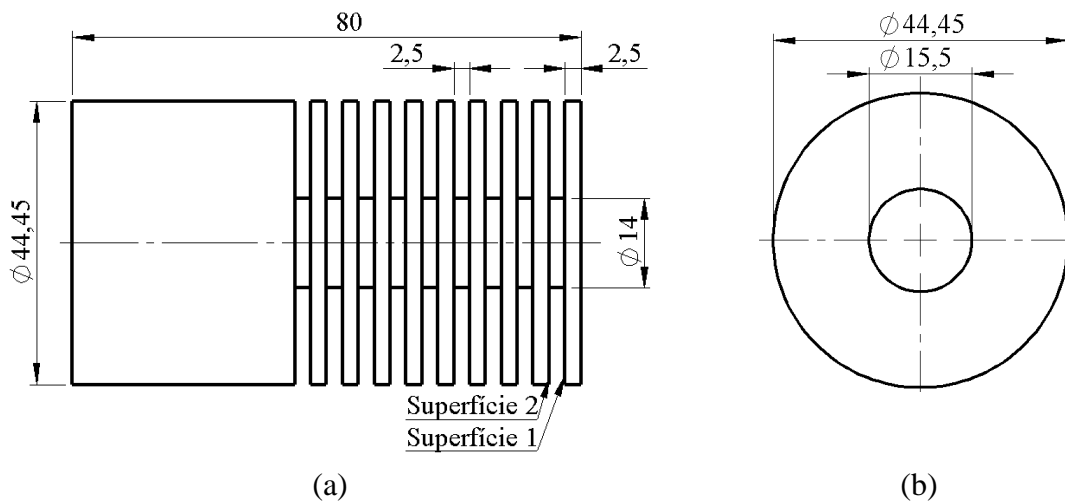


Figura 3.14 – Corpo de prova referente à Etapa 3: (a) cortes; (b) anel (dimensões em mm).

Visando evitar que o desgaste da ferramenta de corte não interferisse no experimento, utilizou-se uma nova aresta de corte para cada corpo de prova.

Estabeleceu-se a usinagem utilizando 36 combinações de parâmetros de entrada (três velocidades de corte “ v_c ”, três avanços “ f ”, duas condições de lubrificação e dois métodos de corte). Os métodos foram corte com avanço contínuo (CC) e corte com micro paradas (CMP). No caso, foram utilizados os valores de v_c e f aplicados na Etapa 1. A Tabela 3.6 mostra a combinação dos parâmetros utilizados.

Tabela 3.6 – Dados de corte da Etapa 3.

Corpos de Prova	Sistemas de Lubrificação				Parâmetros de Corte	
	ABD		MQL		v_c [m/min]	f [mm/rev.]
	E3-CP1	E3-CP2	E3-CP3	E3-CP4		
Ensaio	CCABD1	CMPABD1	CCMQL1	CMPMQL1	150	0,050
	CCABD2	CMPABD2	CCMQL2	CMPMQL2	150	0,075
	CCABD3	CMPABD3	CCMQL3	CMPMQL3	150	0,100
	CCABD4	CMPABD4	CCMQL4	CMPMQL4	175	0,050
	CCABD5	CMPABD5	CCMQL5	CMPMQL5	175	0,075
	CCABD6	CMPABD6	CCMQL6	CMPMQL6	175	0,100
	CCABD7	CMPABD7	CCMQL7	CMPMQL7	200	0,050
	CCABD8	CMPABD8	CCMQL8	CMPMQL8	200	0,075
	CCABD9	CMPABD9	CCMQL9	CMPMQL9	200	0,100

Foram efetuadas as medições das componentes ortogonais da força de usinagem (F_x , F_y e F_z) e das rugosidades R_a e R_t para as duas superfícies do canal usinado (1 – lado da placa do torno; 2 – lado do contraponto). Para possibilitar a leitura da rugosidade das duas laterais foi realizada, após o processo de sangramento radial, uma operação de furação no torno mecânico Romi I20 usando uma broca com 15,5 mm de diâmetro para a separação dos anéis formados no processo de sangramento (ver Figura 3.14b).

3.3.4 Etapa 4

Devido ao fato de o material disponível para a execução da Etapa 4 ser limitado, este foi estabelecido como critério para limitar o número de corpos de prova por ensaio de vida da ferramenta. Desta forma, limitou-se a 15 corpos de prova. Assim, o ensaio consistiu no corte de 150 canais simples (sangramento radial) com largura igual à do inserto ($b = a_e = 2,50$ mm). Foi realizada uma serie de 10 canais em cada corpo de prova (Figura 3.15).

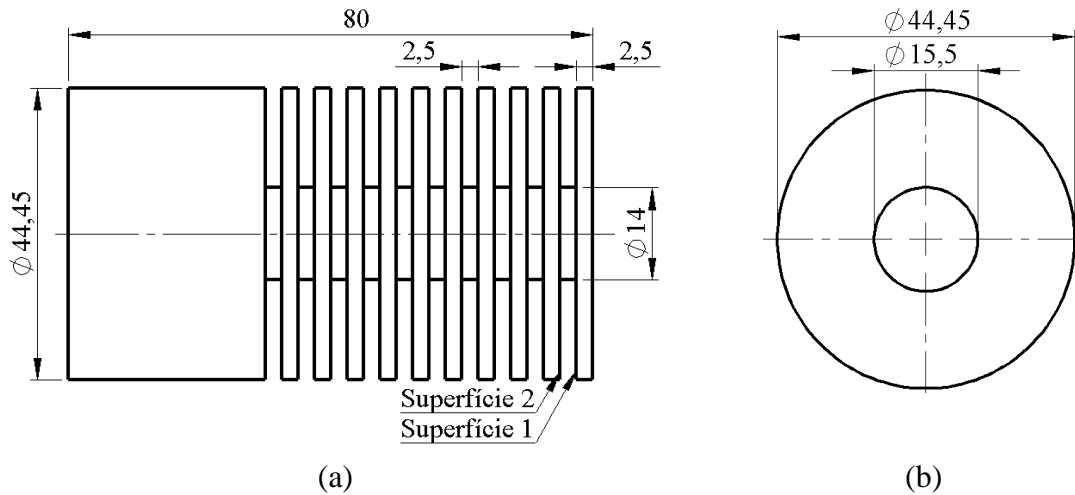


Figura 3.15 – Corpo de prova referente à Etapa 4: (a) cortes; (b) anel (dimensões em mm).

Os parâmetros de corte utilizados foram baseados nos resultados encontrados na Etapa 1 que demonstrou a viabilidade do uso do sistema MQL na operação de sangramento radial do aço SAE 1045. Os parâmetros que geraram valores adequados de rugosidade e força foram estabelecidos como ideais quando aplicado esse sistema. Desta forma foram selecionados $v_c = 175$ m/min e $f = 0,050$ mm/rev. Para o controle do cavaco aplicou-se o método de micro paradas (*pecking*) avaliado como eficaz na Etapa 3.

Assim, duas combinações de parâmetros de entrada (uma velocidade de corte “ v_c ”, um avanço “ f ” e duas condições de lubrificação) foram aplicadas nesta etapa. Para garantir repetitividade, para a aplicação de MQL foi realizada uma repetição (dois ensaios) e para a utilização de ABD duas repetições (três ensaios). Um inserto novo foi usado para cada ensaio. A Tabela 3.7 informa a quantidade de cortes por ensaio e a combinação de parâmetros.

Tabela 3.7 – Parâmetros de corte da Etapa 4.

	Sistemas de Lubrificação		Parâmetros de Corte		Número de canais por ensaio
	MQL	ABD	v_c [m/min]	f [mm/rev.]	
Corpos de prova	E4-CP01 a E4-CP15	E4-CP31 a E4-CP45	175	0,050	150
	E4-CP16 a E4-CP30	E4-CP46 a E4-CP60	175	0,050	150
		E4-CP61 a E4-CP75	175	0,050	150

Como os dois ensaios de vida com MQL apresentaram resultados semelhantes, optou-se por não realizar mais uma repetição. Já no caso da aplicação do sistema ABD, os resultados do Ensaio 2 (CP46 a CP60) foram bastante divergentes do Ensaio 1 (CP31 a CP45). Assim, resolveu-se realizar o Ensaio 3 (CP61 a CP75) de modo a saber se há um comportamento

padrão e se este é do Ensaio 1, do Ensaio 2 ou se o Ensaio 3 apresentará um comportamento distinto dos outros dois. No caso, o Ensaio 3 teve similaridades com o Ensaio 1, mostrando que o Ensaio 2 apresentou instabilidades que serão discutidas no Capítulo 4.

As medições das componentes ortogonais da força de usinagem (F_x , F_y e F_z) e das rugosidades R_a e R_t para as duas laterais do canal usinado foram feitas. Para possibilitar a leitura da rugosidade das duas superfícies foi realizada, após o processo de sangramento, uma operação de furação no torno Romi I20 com uma broca com 15,5 mm de diâmetro para a separação dos anéis formados no processo (vide Figura 3.15b). Foram determinados também o desvio dimensional da superfície usinada dos canais (a partir dos anéis removidos) e a medição do desgaste da ferramenta de corte ao longo da vida da ferramenta.

Como o objetivo desta etapa é avaliar a influência dos lubrificantes (ABD e MQL) nos desgastes e o efeito destes nos parâmetros de saída (força, rugosidade e desvio dimensional do canal usinado) ao longo do tempo de vida da ferramenta, foi necessária a determinação do tempo de corte do canal. Este é dado pela Equação (3.1):

$$t_c = \left(\frac{\pi}{500 \cdot f \cdot v_c} \right) \int_{r_i}^{r_e} r \, dr \quad (3.1)$$

Onde:

t_c = tempo de corte [min];

f = avanço [mm/rev.];

v_c = velocidade de corte [m/min];

r_e = raio externo (inicial) [mm];

r_i = raio interno (final) [mm].

4 RESULTADOS E DISCUSSÕES

Para a usinagem foi definido o processo de torneamento radial com ferramenta de sangramento, um processo amplamente usado na indústria de fabricação, mas que apresenta poucos estudos referentes à redução do uso de lubrificadores.

4.1 Avaliação da Etapa 1

A Etapa 1 trata da comparação de três diferentes técnicas de aplicação de meios lubrificantes (fluido de corte em abundância “ABD”, mínima quantidade de lubrificante “MQL” e ar comprimido “ACO”) através da avaliação dos resultados das forças (de avanço “ F_x ”, de corte “ F_y ” e a variação da passiva “ ΔF_z ”) e das rugosidades (média “ R_a ” e total “ R_t ”) geradas nos cortes de canais simples (sangramento) e múltiplos, conforme as condições de corte da Tabela 3.4. A ilustração dos cortes realizados pôde ser vista pela Figura 3.11.

4.1.1 Forças de usinagem

A Figura 4.1 apresenta os gráficos das forças de avanço (F_x), de corte (F_y) e a variação da força passiva (ΔF_z), para as larguras de corte $a_e = 3,0$ mm (canal simples ou sangramento) e $a_e = 2,5$ mm (canais múltiplos) e a Figura 4.2 a interação dos efeitos principais dos parâmetros de entrada com os valores das forças de avanço (F_x), de corte (F_y) e da variação da força passiva (ΔF_z).

Observam-se na Figura 4.1 e na Figura 4.2 para as três condições de lubrificação (ABD, MQL e ACO) e para as duas larguras de corte um acréscimo das forças de avanço (F_x) e de corte (F_y) com o aumento do avanço (f) e um decréscimo da variação da força passiva (ΔF_z) com o aumento da velocidade de corte (v_c).

Com o aumento do avanço (f) tem-se um aumento da espessura (h) de corte; assim, tem-se um acréscimo da área da seção de corte, gerando elevação nos valores das forças.

Como demonstrado por Machado et al., 2011, a quantidade de calor gerada na usinagem aumenta diretamente com a velocidade de corte (v_c) e o calor no plano de cisalhamento diminui a resistência mecânica do material. Gerando uma pequena redução das forças; esta redução é mais perceptível na variação da força passiva (ΔF_z). No caso da velocidade de corte intermediária ($v_c = 175$ m/min), houve um equilíbrio na capacidade refrigerante dos fluidos, praticamente não havendo influência da técnica usada.

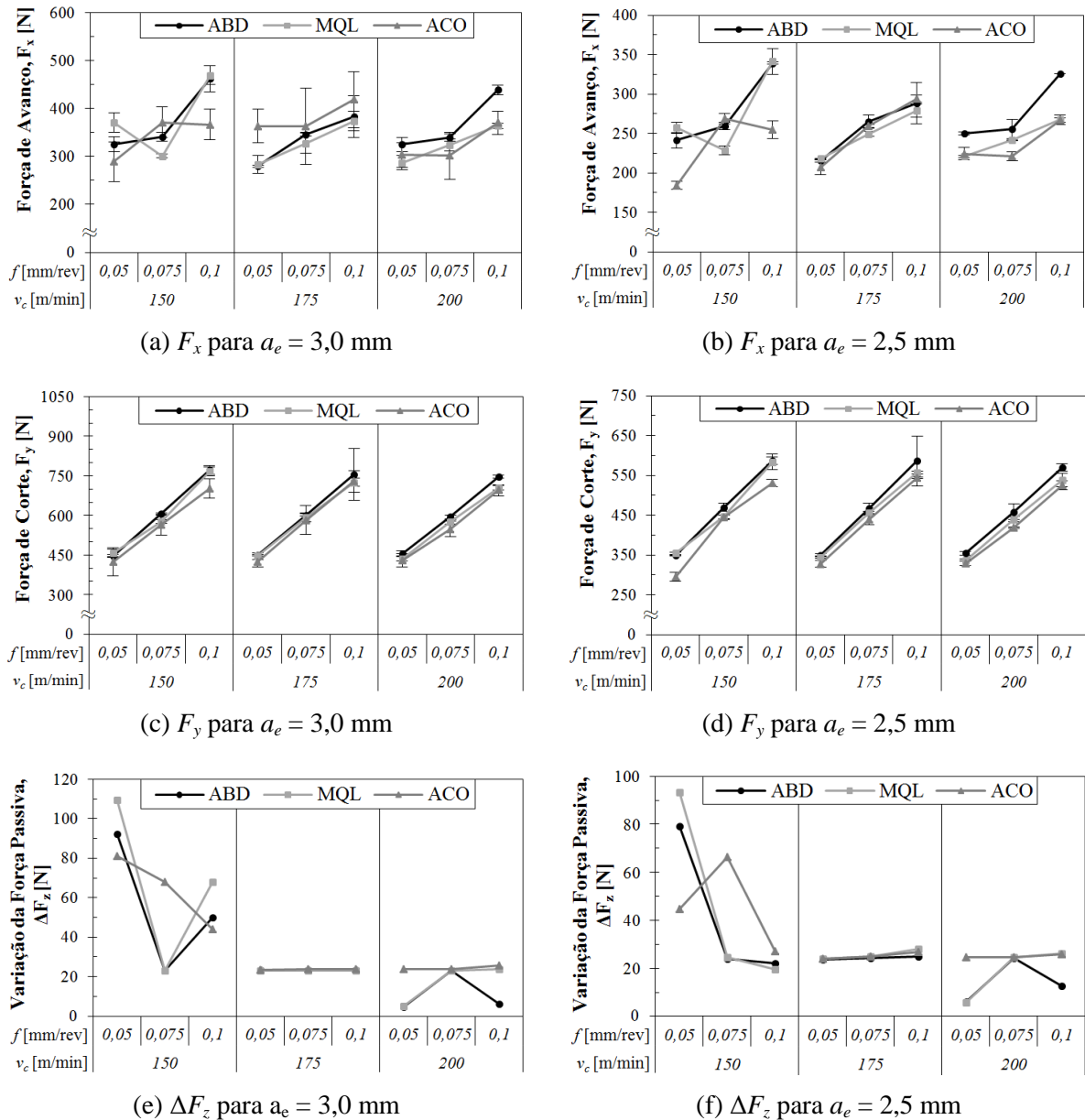


Figura 4.1 – Etapa 1: Gráficos dos valores das forças ortogonais para diferentes condições de usinagem no corte de canais simples e múltiplos.

Verificou-se para $v_c = 150$ m/min que o sistema ACO gera os menores valores da força de avanço (F_x). Já para $v_c = 200$ m/min, tanto o sistema ACO quanto o MQL resultaram em menores valores para F_x , com destaque para o ACO quando $a_e = 2,5$ mm. Uma possível explicação é que em velocidades inferiores tem-se menor calor gerado na região de corte, facilitando a maior ação refrigerante dos sistemas ABD e MQL em comparação ao ACO; consequentemente, tem-se um maior esforço para o cisalhamento do material. Em velocidades superiores, o calor gerado aumenta, diminuindo o esforço para o cisalhamento do cavaco; como a capacidade refrigerante dos sistemas ACO e MQL é menor em comparação ao ABD, tem-se uma diminuição das forças.

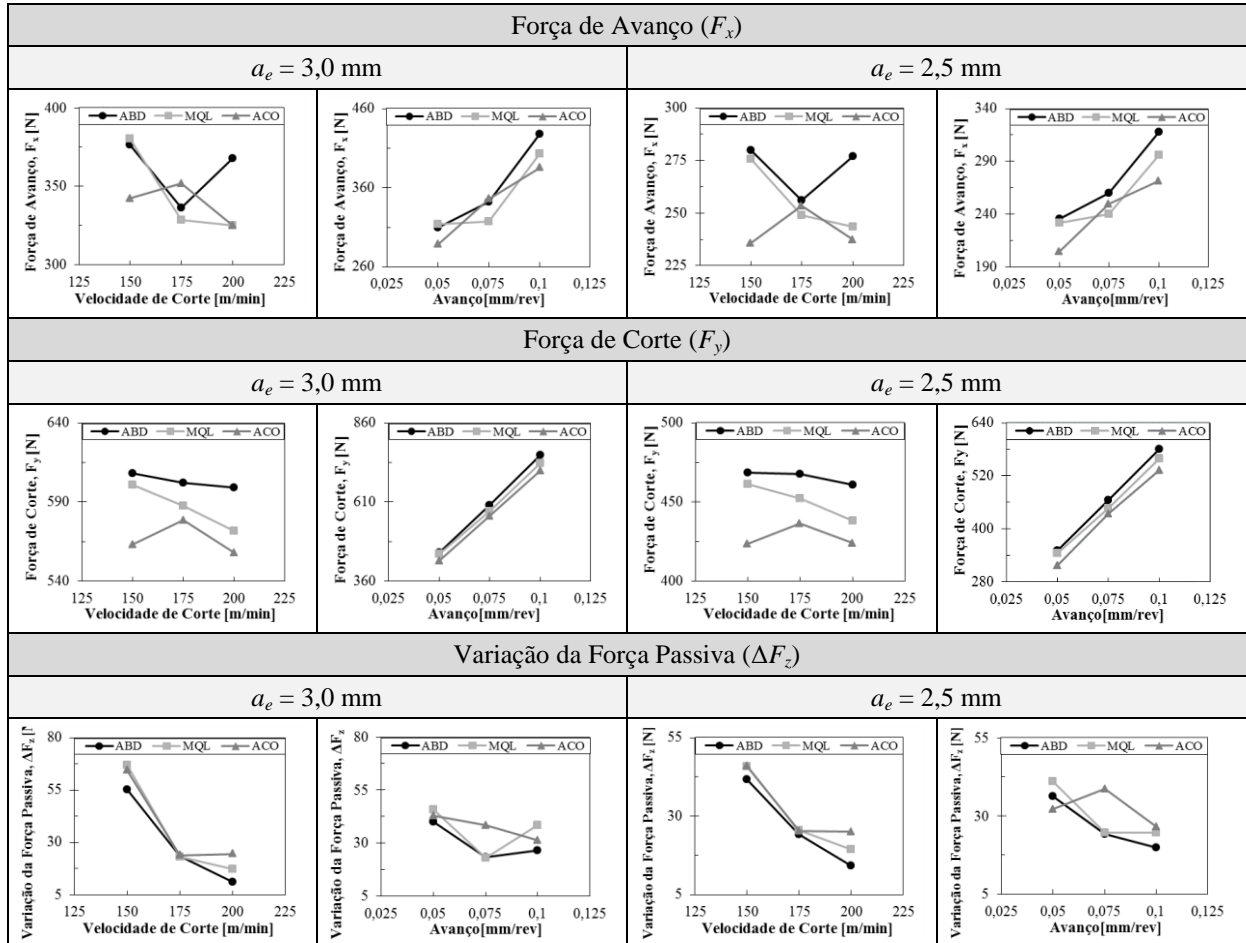


Figura 4.2 – Etapa 1: Gráficos de interação dos efeitos principais dos parâmetros de entrada com os valores das forças no corte de canais simples e múltiplos.

Observou-se que o ar comprimido propicia a geração dos menores valores da força de corte (F_y) independente dos valores de velocidade de corte (v_c) e avanço (f). Isto se deve ao maior aquecimento da região de corte resultante da menor capacidade refrigerante do sistema ACO. A utilização do sistema MQL não demonstrou alterações relevantes em F_y , gerando valores muito próximos aos obtidos com ABD.

Menores valores de amplitude da variação da força passiva (ΔF_z) indicam uma maior estabilidade do processo. Assim, para o corte simples (sangramento, $a_e = 3,0$ mm), os sistemas ABD e MQL são mais estáveis com $f = 0,075$ mm/rev. Para o corte de canais múltiplos ($a_e = 2,5$ mm), os três sistemas (ABD, MQL e ACO) são eficientes para a condição de corte com $v_c = 200$ m/min e $f = 0,100$ mm/rev. Outro fator que contribui para a estabilidade no corte de canais múltiplos foi a maior eficiência dos fluidos na remoção dos cavacos, reduzindo assim o atrito nas interfaces cavaco-ferramenta-peça.

Foi constatado maior ΔF_z quando aplicados os menores níveis de velocidade de corte ($v_c = 150$ m/min) e avanço ($f = 0,050$ mm/rev.) em ambas as larguras de corte ($a_e = 3,0$ mm e

$a_e = 2,5$ mm) para os três sistemas lubrificantes (ABD, MQL e ACO), o que sugere a necessidade de aplicação de parâmetros de corte mais elevados.

Ainda com relação à ΔF_z , constatou-se também um aumento da instabilidade para todos os sistemas de lubrificação quando utilizada a combinação com $v_c = 150$ m/min, $f = 0,100$ mm/rev. e $a_e = 2,5$ mm, o que reforça a necessária aplicação de maiores velocidades de corte. Para $f = 0,075$ mm/rev. (melhor valor para essa velocidade de corte), a maior amplitude de variação de ΔF_z (maior instabilidade) deu-se principalmente com a aplicação do sistema por ACO. Isto corrobora com o demonstrado por Sarma e Dixit, 2007, que o uso do ACO não é eficiente em baixas velocidades de corte. A aplicação dos sistemas ABD e MQL mostrou uma redução nessa instabilidade, provavelmente devido ao efeito lubrificante dos fluidos (praticamente inexistente no ACO). Segundo Ruffino, 2013, os meios gasosos atuam principalmente como refrigerantes, já que sua capacidade lubrificante é bem limitada.

4.1.2 Rugosidades das superfícies usinadas

A Figura 4.3 demonstra graficamente as variações das rugosidades média (R_a) e total (R_t) geradas nas superfícies usinadas (laterais dos canais) por cortes simples e múltiplos (considerando uma confiança de 95%).

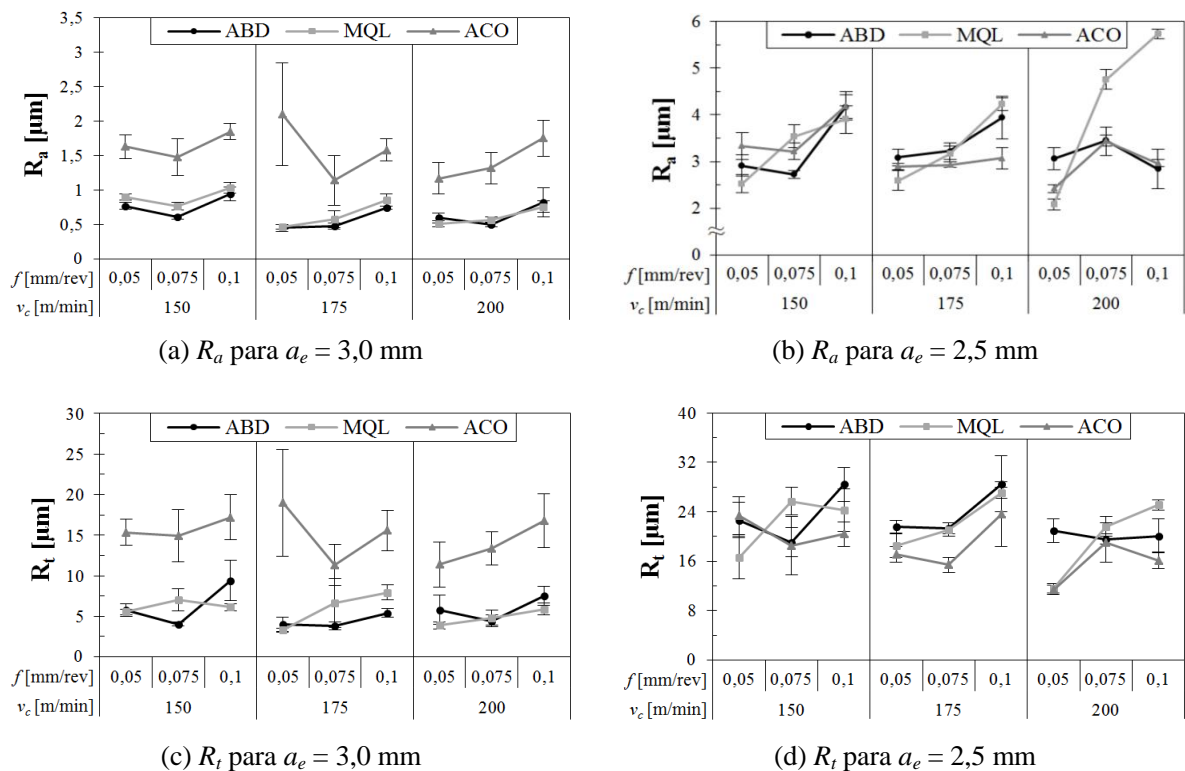


Figura 4.3 – Etapa 1: Gráficos dos valores de rugosidade R_a e R_t obtidos para diferentes condições de usinagem no corte de canais simples e múltiplos.

A Figura 4.4 mostra graficamente a interação dos efeitos principais dos parâmetros de entrada com os valores das rugosidades média (R_a) e total (R_t).

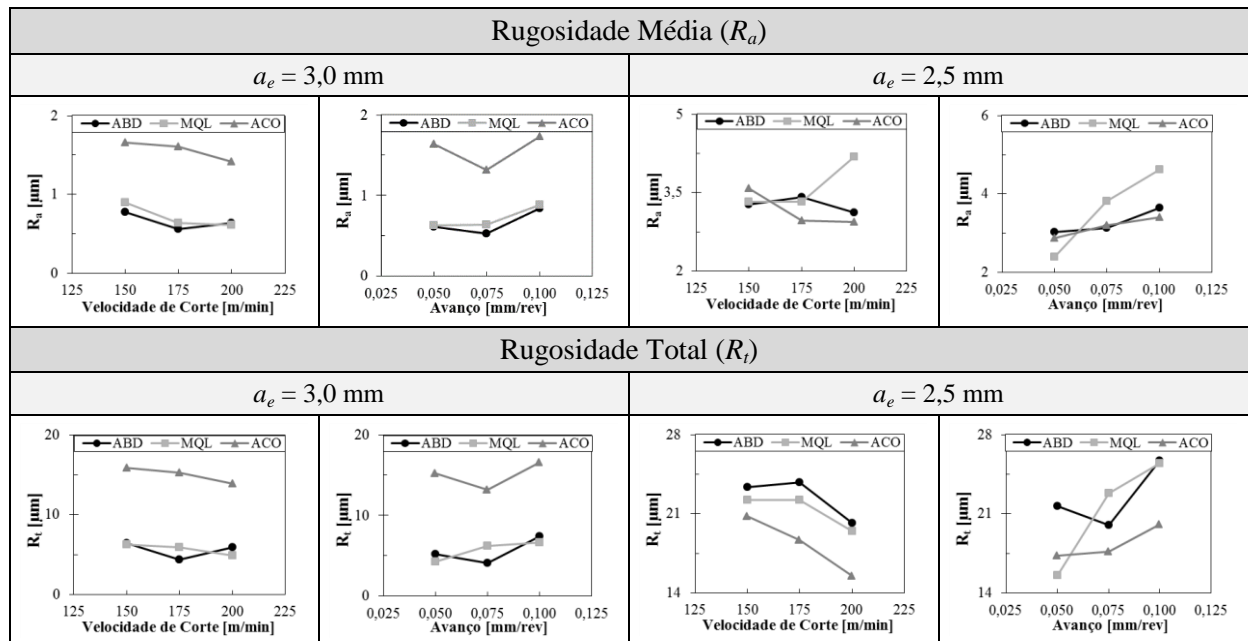


Figura 4.4 – Etapa 1: Gráficos de interação dos efeitos principais dos parâmetros de entrada com os valores das rugosidades no corte de canais simples e múltiplos.

Dentre todos os resultados de medição de rugosidade, os menores valores de R_a e R_t foram obtidos com a aplicação de ABD e MQL utilizando a condição de usinagem com $v_c = 175$ m/min, $f = 0,05$ mm/rev. e $a_e = 3,0$ mm. Com ABD, obteve-se $R_a = (0,45 \pm 0,08)$ μm e $R_t = (4,01 \pm 1,54)$ μm e com MQL, $R_a = (0,47 \pm 0,06)$ μm e $R_t = (3,28 \pm 0,39)$ μm .

A menor incerteza expandida dos resultados obtidos para R_a e R_t no sangramento (corte simples) com $a_e = 3,0$ mm (evidenciado em R_t) mostra uma maior estabilidade do corte com a aplicação do MQL. Já o ACO gerou os piores resultados. Isto se deve principalmente à ausência da função lubrificante nas interfaces cavaco-ferramenta-peça (aumento do atrito).

Observa-se ainda na situação com $a_e = 3,0$ mm que os valores de R_a e R_t tendem a diminuir com o aumento da velocidade de corte. No caso, uma maior velocidade de corte aumenta a temperatura na região de corte, facilitando a formação e o escoamento do cavaco.

Nota-se também que o avanço intermediário ($f = 0,075$ mm/rev.) gera menores valores para R_a e R_t . No caso, tem-se um aumento dos valores de R_a e R_t com a diminuição de f , pois a redução da espessura de corte (h) dificulta a quebra do cavaco (favorece a formação de rebarbas na superfície). Com o incremento de f , os valores também crescem, já que as marcas deixadas pela ferramenta aumentam a altura dos picos (R_p) e a profundidade dos vales (R_v).

Os maiores valores de rugosidade média (R_a) e total (R_t) foram obtidos na usinagem com $a_e = 2,5$ mm (evidenciado pelo uso do MQL), o qual estava sujeito à maior oscilação da força passiva (ΔF_z), independentemente do meio de lubrificação e dos parâmetros de corte empregados. Como demonstrado por Fitzpatrick, 2013, quando a largura do canal for maior que a largura da ferramenta de corte (b) existirá a possibilidade de esta se desviar para o lado devido à falta de apoio lateral. Essa tendência causa vibrações na superfície das peças e, como consequência, pode deteriorar o acabamento usinado.

Para $a_e = 2,5$ mm, a aplicação do sistema ACO gerou redução nos valores de R_t para os três níveis de velocidades de corte e nos de R_a para $v_c = 175$ m/min e $v_c = 200$ m/min em comparação aos usos de ABD e MQL (os melhores resultados foram obtidos com $v_c = 200$ m/min e $f = 0,050$ mm/rev.). Isto sugere que, pelo fato de uma das laterais da ferramenta estar livre, o canal possuir largura maior que a da ferramenta, e o ar comprimido ser aplicado em alta pressão, cria-se maior facilidade para quebrar e expulsar o cavaco, diminuindo a ocorrência de falhas na superfície usinada (rebarba, cavaco esmagado etc.).

Considerando $a_e = 2,5$ mm, o MQL não mostrou alteração expressiva nas rugosidades em comparação com ABD para todos os níveis de avanço (f) e velocidade de corte (v_c), com exceção de $v_c = 200$ m/min, em que os valores de R_a para MQL são muitos superiores aos gerados com ABD, possivelmente devido à posição do bico aspersor (ver Seção 4.2.3).

4.2 Avaliação da Etapa 2

A Etapa 2 aborda o estudo do acabamento gerado na operação de faceamento do aço SAE 1045 com ferramenta de sangramento radial para diferentes larguras de corte. Avaliaram-se as forças de usinagem e as rugosidades geradas na face das peças com a aplicação da mínima quantidade de lubrificante (MQL) em comparação a de fluido de corte em abundância (ABD) de acordo com as condições de corte estabelecidas na Tabela 3.5. A posição angular de aplicação do bico aspersor do MQL também foi investigada.

4.2.1 Forças de usinagem

A Figura 4.5 apresenta os gráficos dos valores das forças ortogonais de usinagem e a variação dessas forças. No caso, os valores das forças de avanço (F_x) e corte (F_y), Figura 4.5a e Figura 4.5c respectivamente, indicam que a lubrificação por MQL gera valores menores (exceção para F_x na situação com $v_c = 175$ m/min e $a_e = 2,5$ mm, onde a força com MQL foi 19% maior que com ABD). No caso com a velocidade $v_c = 200$ m/min, verifica-se

que há uma maior disparidade entre as forças, sendo que para $a_e = 1,5$ mm, os valores de F_x e F_y gerados com MQL foram, respectivamente, 44% e 48% menores que os valores obtidos com ABD. Como esperado, observou-se um aumento das forças com o aumento da largura de corte, pois os esforços estão associados com a área da seção de corte.

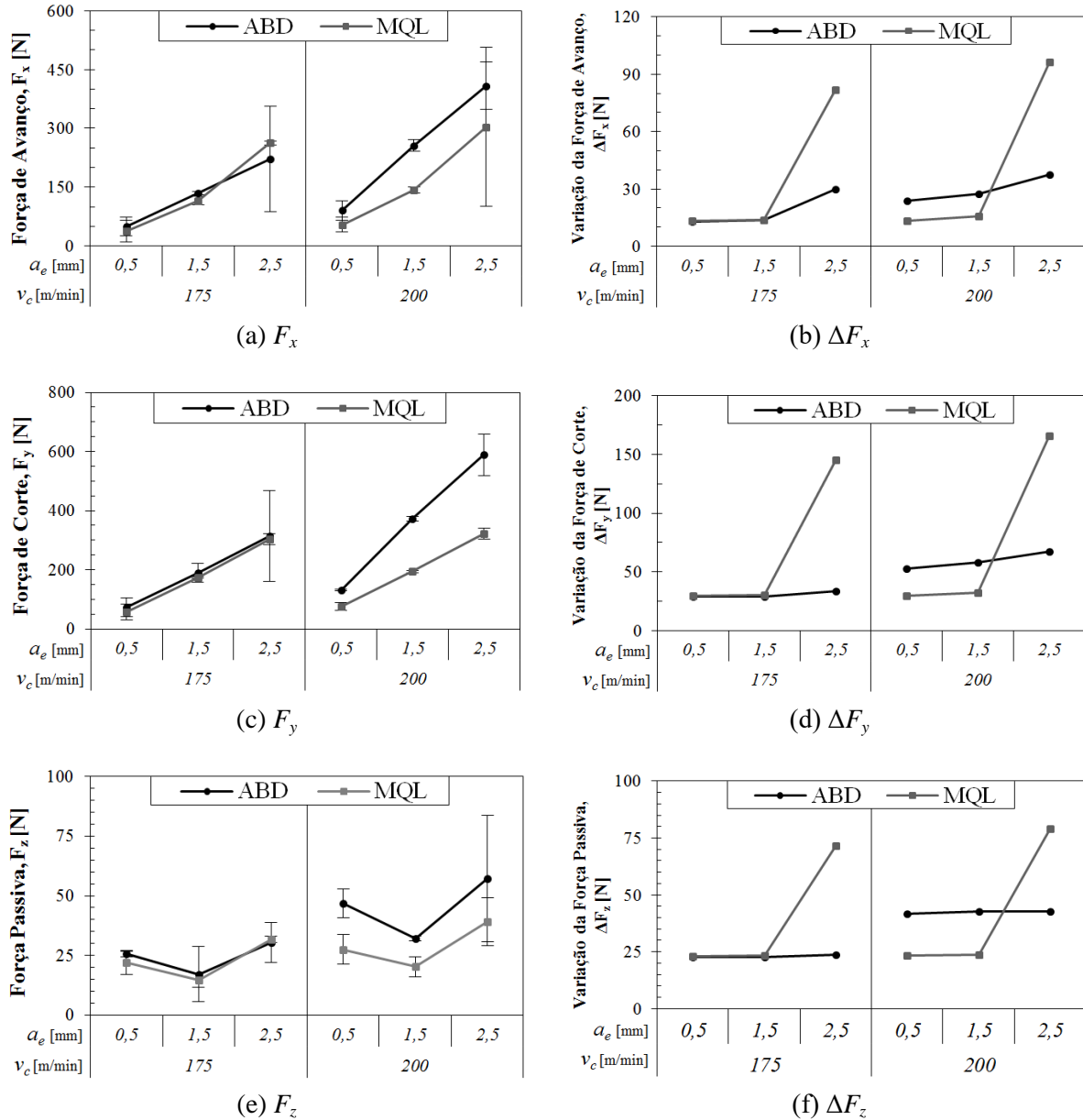


Figura 4.5 – Etapa 2: Gráficos dos valores das forças ortogonais geradas em faceamento.

Analisando os valores da força passiva (F_z), Figura 4.5e constata-se que não houve um padrão crescente de F_z com o aumento da largura de corte (a_e). Esperava-se que F_z apresentasse um comportamento semelhante ao encontrado em F_x e F_y , mas verificou-se que a lubrificação por MQL gera menores valores das forças (exceto para F_z na condição com $v_c = 175$ m/min e $a_e = 2,5$ mm, onde F_z foi 4% maior para a condição com MQL em

comparação com ABD). Entretanto, com o aumento de $v_c = 175$ m/min para $v_c = 200$ m/min, houve uma elevação no valor da força passiva.

Quando aplicada $v_c = 175$ m/min com $a_e = 0,5$ mm e $a_e = 1,5$ mm, os valores de F_z geradas com MQL foram aproximadamente 14% menores que os obtidos com ABD. Já com $v_c = 200$ m/min, a diminuição de F_z foi ainda mais expressiva; as reduções foram de 41% ($a_e = 0,5$ mm), 37% ($a_e = 1,5$ mm) e 32% ($a_e = 2,5$ mm).

No geral, os valores médios das forças geradas com MQL foram menores em comparação às obtidas com ABD. Esta redução se deve a uma maior eficiência do MQL quanto à lubrificação na região de corte. Segundo Byrne et al. ,2003, a capacidade lubrificante do MQL gera uma redução no coeficiente de atrito nas interfaces cavaco-ferramenta-peça. Dhar et al., 2007, sugerem que as mudanças favoráveis na interação cavaco-ferramenta e conservação da agudez da aresta de corte devido à redução da temperatura de corte figuram-se como as prováveis causas para a redução das forças de usinagem em MQL.

No caso dos gráficos das variações das forças de avanço (ΔF_x), de corte (ΔF_y) e passiva (ΔF_z) para as duas condições de lubrificação (Figura 4.5b, Figura 4.5d e Figura 4.5f respectivamente), a utilização de MQL com $v_c = 175$ m/min, $a_e = 0,5$ mm e $a_e = 1,5$ mm não mostrou diferenças nas amplitudes das variações das três componentes ortogonais na comparação com a aplicação de ABD. Tais diferenças ficam abaixo de 4%. Já ao incrementar a velocidade de corte para $v_c = 200$ m/min para as mesmas larguras de corte, o MQL gerou reduções nas amplitudes das componentes, as quais ficaram entre 43% e 45%.

Entretanto, para $a_e = 2,5$ mm, houve um grande acréscimo nas amplitudes das variações das componentes ortogonais com o uso de MQL: para $v_c = 175$ m/min, os aumentos foram de 174% (ΔF_x), 330% (ΔF_y) e 160% (ΔF_z); para $v_c = 200$ m/min, os aumentos foram de 158% (ΔF_x), 147% (ΔF_y) e 84% (ΔF_z). Esta elevação se deve à dificuldade da inserção do fluido atomizado na região de corte devido à posição angular do bico aspersor de MQL, resultando desta forma em lubrificação insuficiente. É importante salientar que o uso do sistema MQL gera uma atomização do fluido (mistura óleo / ar comprimido) permitindo a inserção do fluido na região de corte (interfaces) e, pela ação das propriedades lubrificantes do fluido, tem-se uma redução do atrito gerado nas interfaces cavaco-ferramenta-peça (maiores detalhes na Seção 4.2.3).

4.2.2 Rugosidades das superfícies usinadas

A Figura 4.6 apresenta os gráficos dos valores das rugosidades média (R_a) e total (R_t). Os valores foram determinados utilizando o valor médio de suas amostras (original e réplica) e os desvios foram calculados sobre a média das duas amostras. Ao se manter o avanço constante ($f = 0,075$ mm/rev.), esperavam-se valores de rugosidade praticamente constantes.

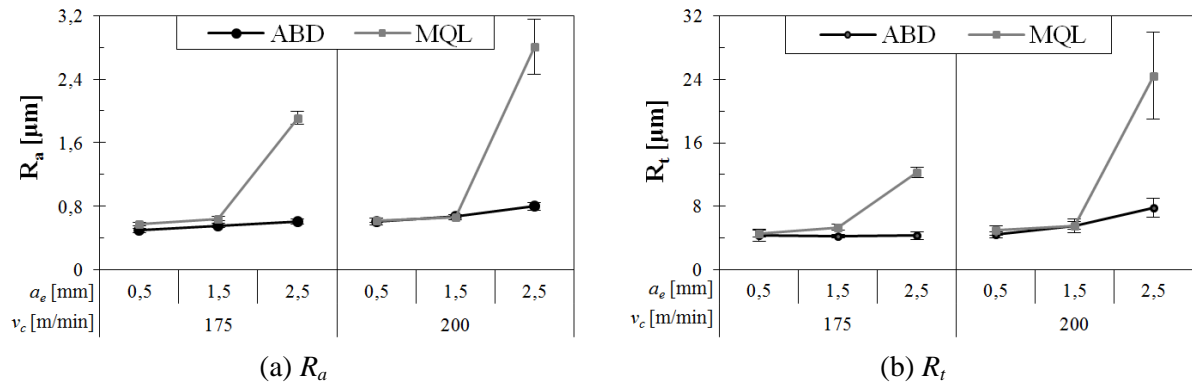


Figura 4.6 – Etapa 2: Gráficos dos valores de rugosidade R_a e R_t obtidos em faceamento.

Como se observa, os valores de rugosidade R_a e R_t gerados para a condição ABD apresentaram pouca variação. No entanto, nota-se um incremento nos valores com os aumentos da largura de corte e da velocidade de corte. Isto pode ser explicado pelo aumento da variação dos esforços na direção axial (ΔF_z) devido à ausência do apoio lateral, causando instabilidade no corte e gerando vibrações que afetam o acabamento da superfície.

Com MQL se verifica que as rugosidades também apresentam pouca variação para $a_e = 0,5$ mm e $a_e = 1,5$ mm para ambas as velocidades de corte (175 m/min e 200 m/min). No entanto, o método apresentou valores ligeiramente maiores que por ABD.

No caso da largura de corte $a_e = 2,5$ mm, houve grande diferença entre os valores de R_a e R_t com a mudança do meio lubrificante. Por exemplo, para $v_c = 200$ m/min, a mudança de ABD para MQL causou um aumento de 3,5 vezes no valor obtido para R_a e 3,1 vezes para R_t . Uma hipótese para essa grande diferenciação dos valores é que durante a usinagem o cavaco pode ter provocado uma barreira ao jato de MQL. Com isso, a lubrificação da aresta foi prejudicada, provocando atrito e vibração da ferramenta.

A comparação entre as superfícies usinadas em melhor (Ensaio 1) e pior (Ensaio 12) estado pode ser visualizada na Figura 4.7.

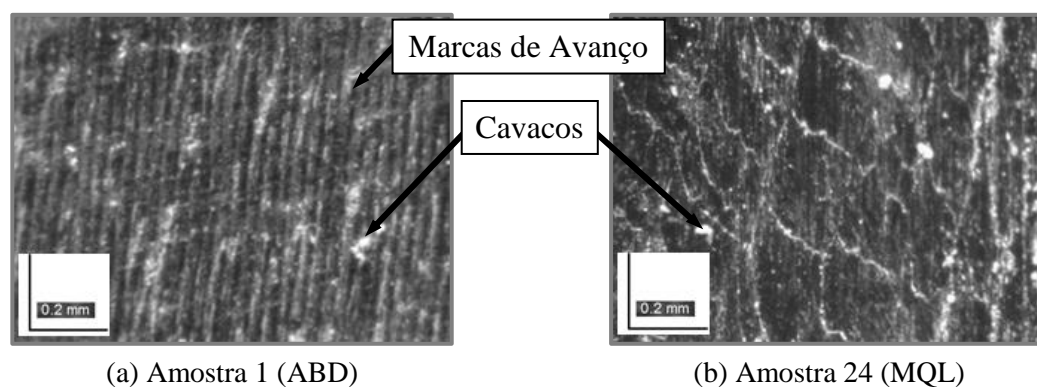


Figura 4.7 – Etapa 2: Imagens das superfícies das amostras geradas na operação de faceamento (ampliação 200x): (a) Ensaio 1; (b) Ensaio 12.

Na Amostra 1 ($v_c = 175$ m/min e $a_e = 0,5$ mm), Figura 4.7a, fica possível visualizar as marcas causadas pelo avanço e, aparentemente, há menos resquílios de cavaco aderido à superfície em comparação à Amostra 24 ($v_c = 200$ m/min e $a_e = 2,5$ mm), Figura 4.7b, onde é possível a visualização de mais cavaco aderido à superfície da amostra (rebarbas).

Uma possível explicação para as diferenças entre os perfis de rugosidade apresentados na Figura 4.7 é que, no Ensaio 1, a combinação do menor a_e com ABD proporcionou menor atrito entre a ferramenta e a peça em comparação ao Ensaio 12, gerando melhor acabamento na Amostra 1. No caso da Amostra 24 (Ensaio 12), houve maior vibração da ferramenta e possivelmente maior coeficiente de atrito nas interfaces cavaco-ferramenta-peça, causando a deterioração da superfície. Este fato originou-se principalmente por causa da posição do bico aspersor de MQL estar posicionado paralelamente à face da peça, impedindo a correta aplicação do lubrificador nas interfaces.

Como as amostras que apresentaram os maiores valores de rugosidade (Ensaio 9 e 12) coincidem com as que apresentaram as maiores variações ΔF_z (Figura 4.5f), e como os valores de rugosidade em relação às demais amostras foram elevados, optou-se pela realização de mais dois ensaios (e suas repetições) modificando a posição do bico aspersor.

4.2.3 Posição angular do bico aspersor de MQL

Devido às grandes oscilações da ferramenta de corte (Figura 4.5) e das discrepâncias nas medições das rugosidades dos corpos de prova (Figura 4.6) para $a_e = 2,5$ mm com MQL, foi observado que a posição do bico aspersor possibilitava que uma parcela do fluido atomizado fosse perdida sobre a parte bruta da peça e sobre o cavaco, permitindo que apenas uma pequena parte do fluido atomizado atingisse a região de corte.

Como forma de sanar esta deficiência na lubrificação, o bico aspersor foi reposicionado, de forma que as parcelas perdidas do fluido sobre a peça e sobre o cavaco fossem reduzidas ou eliminadas. Segundo Hadad e Sadeghi, 2013, a posição do aspersor MQL tem grande influência no desempenho do processo de torneamento, pois o fornecimento de névoa às superfícies de saída e folga da ferramenta lubrifica a região de corte, diminuindo a adesão do cavaco à ferramenta em baixas velocidades de corte e reduzindo a rugosidade.

Optou-se em repetir os Ensaio 9 e 12 com o bico aspersor posicionado a 45° com a face da peça (manteve-se a distância do bico à ferramenta de corte em 40 mm). A Figura 4.8 e a Figura 4.9 mostram a nova posição.

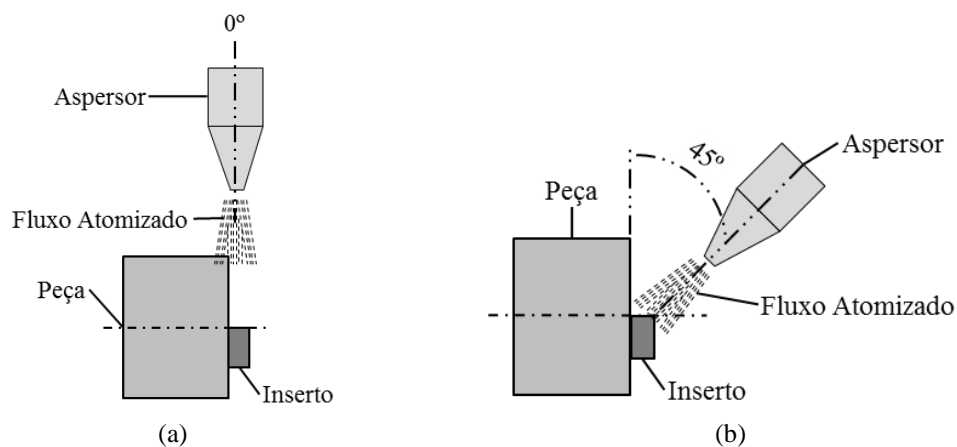


Figura 4.8 – Etapa 2: Esquema da posição do bico aspersor de MQL na operação de faceamento: (a) posição inicial (0°); (b) nova posição (45°).

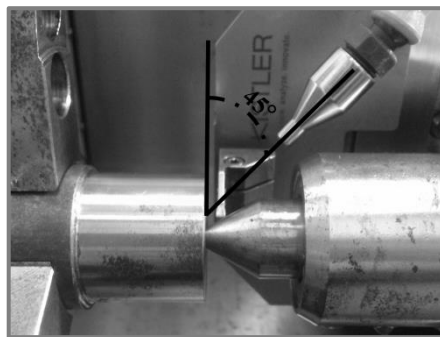


Figura 4.9 – Etapa 2: Imagem do bico aspersor de MQL posicionado a 45° da face da peça na operação de faceamento.

A Figura 4.10 mostra os resultados comparativos dos valores e das amplitudes das variações das componentes ortogonais da força de usinagem em função da posição angular do bico aspersor ($\theta = 0^\circ$ e $\theta = 45^\circ$). Nota-se que houve alterações nos valores e nas variações das componentes da força com a mudança do ângulo de aplicação.

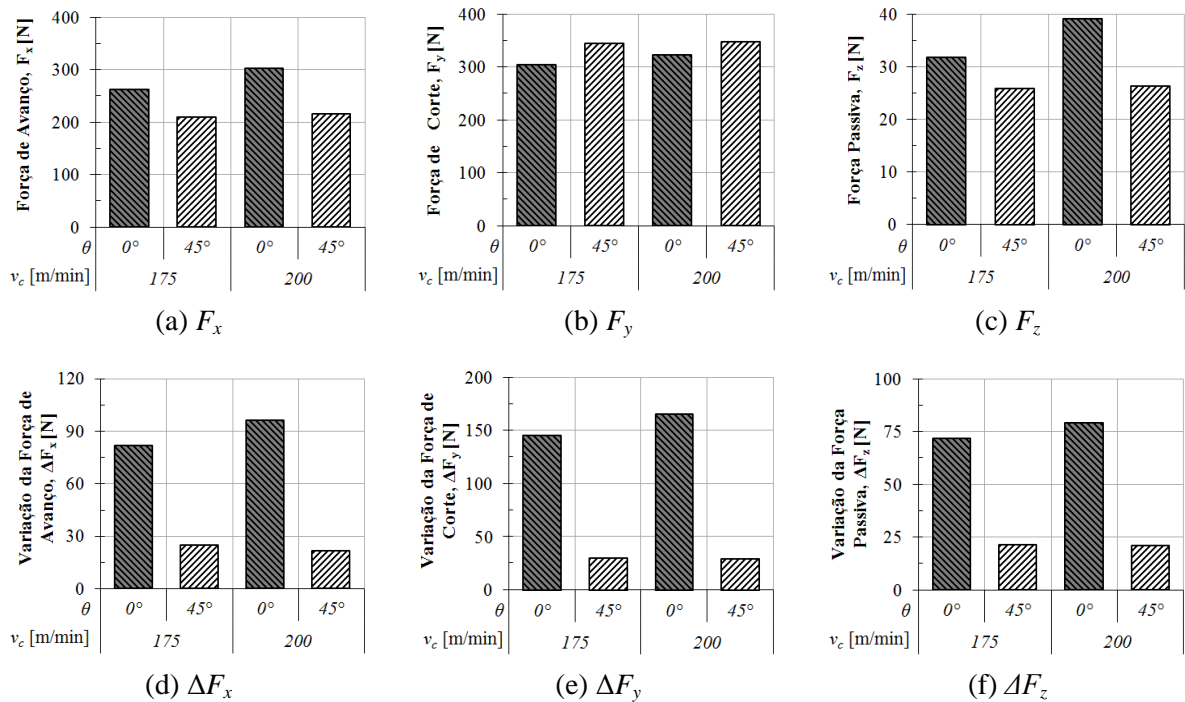


Figura 4.10 – Etapa 2: Gráficos dos valores das forças ortogonais em função da posição angular (θ) do bico aspersor de MQL na operação de faceamento.

Os valores das forças de avanço (F_x) e passiva (F_z) diminuíram e os da força de corte (F_y) aumentaram na mudança de $\theta = 0^\circ$ para $\theta = 45^\circ$. Além disso, os valores mantiveram-se praticamente constantes com o aumento de v_c (175 m/min para 200 m/min). Acredita-se que a inclinação do bico aspersor de MQL possibilitou melhores lubrificação e refrigeração na região de corte que o sistema ABD; e como citado anteriormente, menores temperaturas causam um aumento da força necessária para ocorrer o cisalhamento do cavaco.

Analisando os valores, verifica-se que para a força de avanço F_x (Figura 4.10a) as reduções foram próximas de 20% para $v_c = 175$ m/min e de 29% para $v_c = 200$ m/min. Para a força de corte F_y (Figura 4.10b), os aumentos foram de 13% para $v_c = 175$ m/min e de 8% para $v_c = 200$ m/min. Já para a força passiva F_z (Figura 4.10c), as reduções foram de 19% para $v_c = 175$ m/min e de 32% para $v_c = 200$ m/min.

Considerando as variações das componentes (ΔF_x , ΔF_y e ΔF_z), nota-se que o comportamento de cada uma com a inclinação do bico aspersor a $\theta = 45^\circ$ segue a tendência da Figura 4.5 com a aplicação de MQL, ou seja, praticamente não há alteração de ΔF com o incremento dos valores de a_e e v_c . No caso, os valores de ΔF_x , ΔF_y e ΔF_z ficaram estáveis em torno de 25 N, 30 N e 22 N respectivamente, valores muito inferiores aos obtidos com o bico posicionado a $\theta = 0^\circ$. Esta redução se deve à maior estabilidade da operação de corte originária da maior eficiência lubrificante obtida com o bico posicionado a 45° .

Assim como na Figura 4.10, a alteração da posição angular proporcionou redução expressiva nos valores de rugosidade média (R_a) e total (R_t), como mostra a Figura 4.11.

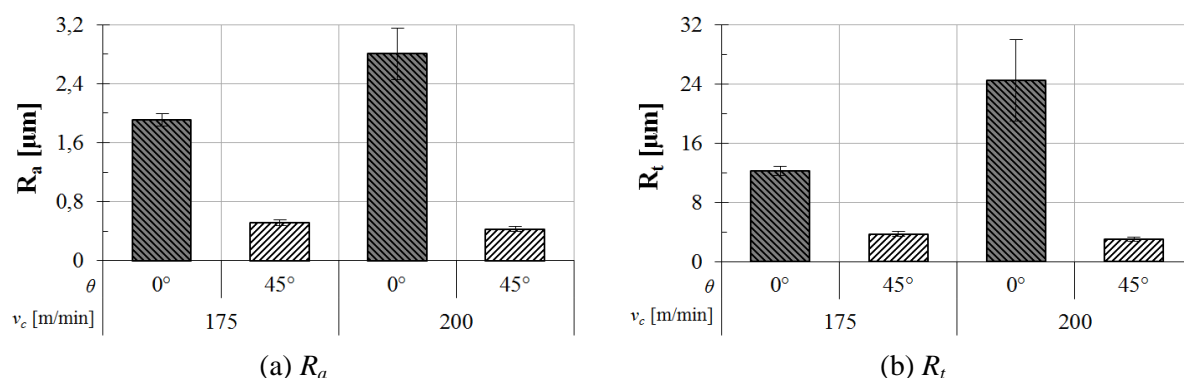


Figura 4.11 – Etapa 2: Gráficos dos valores de rugosidade R_a e R_t em função da posição angular (θ) do bico aspersor de MQL na operação de faceamento.

A rugosidade média (Figura 4.11a) apresentou diminuição de 73% para $v_c = 175$ m/min e de 85% para $v_c = 200$ m/min. A rugosidade total (Figura 4.11b) apresentou uma redução de 70% para $v_c = 175$ m/min e de 88% para $v_c = 200$ m/min. Estas quedas deram-se possivelmente devido à melhor lubrificação e, por conseguinte, menor atrito nas interfaces cavaco-ferramenta-peça. Além disso, os valores de R_a e R_t encontrados para $v_c = 200$ m/min com o bico aspersor a $\theta = 45^\circ$ foram os menores dentre todos os dados de rugosidade mensurados: $R_a = (0,43 \pm 0,03) \mu\text{m}$ e $R_t = (3,0 \pm 0,2) \mu\text{m}$. Isto sugere que a inclinação do bico tem grande influência sobre a eficácia do método por MQL.

4.3 Avaliação da Etapa 3

A execução dos ensaios nas Etapas 1 e 2 demonstrou a ineficiência da ferramenta de corte na quebra do cavaco (Figura 4.12). A formação de cavaco contínuo, em fita, somado às características inerentes ao processo de torneamento radial no corte de canais simples (grandes profundidades e ferramentas estreitas) pode causar danos ao torno, à ferramenta e à qualidade das superfícies usinadas.

Smith, 2008, cita que é mais fácil controlar a formação do cavaco em torneamento longitudinal externo (cilíndrico) que em sangramento radial. O cavaco que se forma durante a abertura de canais simples (sangramento) não experimenta o mesmo dobramento (torção) que o formado nos eixos axial (Z) ou radial (X) da peça. O cavaco ideal formado no sangramento radial assemelha-se a uma “mola de relógio”, indicando que o cavaco enrola sobre si próprio.

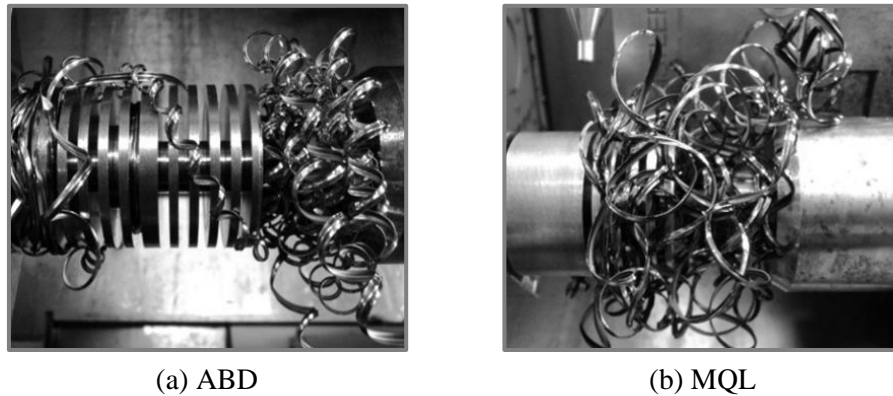


Figura 4.12 – Etapa 3: Imagens dos cavacos formados na operação de sangramento radial aplicando diferentes métodos de lubrificação.

Como forma de sanar essa ocorrência (cavaco em fita), Sandvik, 2009, recomenda a utilização do recurso de micro paradas (*pecking*) no movimento de avanço da ferramenta, similar ao processo de furação intermitente, possibilitando desta forma a quebra e o controle do cavaco. A Figura 4.13 apresenta exemplos dos cavacos formados nos diferentes processos (avanço contínuo e micro paradas) no corte com MQL.

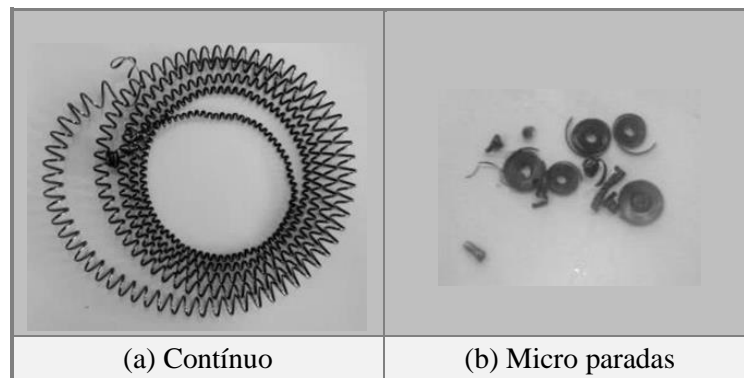


Figura 4.13 – Etapa 3: Imagens dos cavacos gerados durante o processo de sangramento radial com MQL utilizando movimentos de avanço diferentes.

Com isso, a Etapa 3 aborda a comparação dos movimentos de avanço (contínuo e *pecking*) na operação de sangramento radial do aço SAE 1045 para diferentes condições de corte definidas na Tabela 3.6. Avaliaram-se as forças de avanço, de corte e a variação da força passiva com a aplicação da mínima quantidade de lubrificante (MQL) em comparação a de fluido de corte em abundância (ABD). Analisaram-se também as rugosidades média (R_a) e total (R_t) geradas nas 36 combinações de parâmetros de entrada para os nove anéis separados após o corte dos canais (ver Figura 3.14); nos anéis foram investigadas a Superfície 1 (lado da placa do torno) e Superfície 2 (lado do contraponto).

4.3.1 Forças de usinagem

A Figura 4.14 apresenta os gráficos dos valores das forças de avanço (F_x), de corte (F_y) e a variação da força passiva (ΔF_z) para ambos os processos de corte.

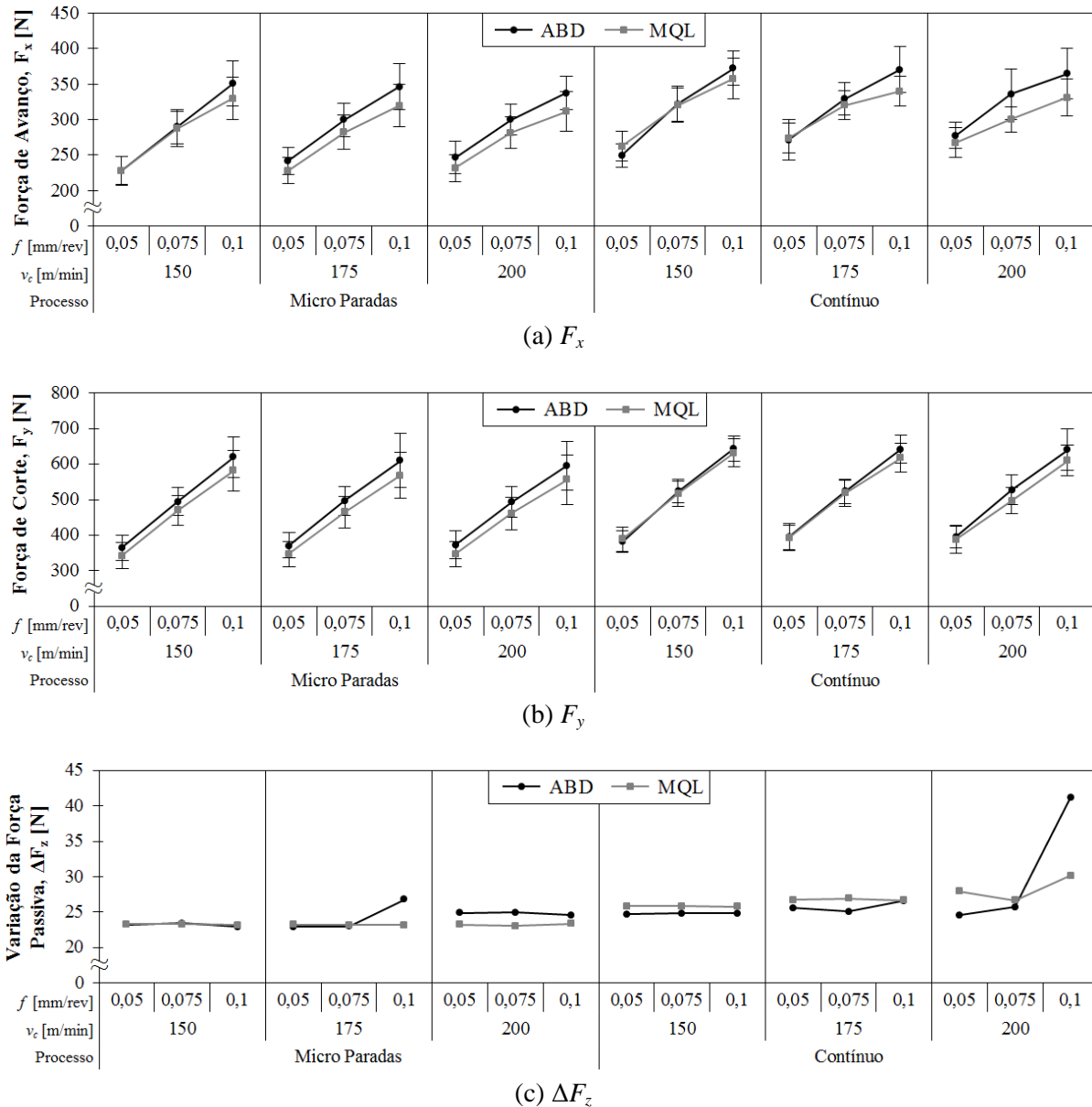


Figura 4.14 – Etapa 3: Gráficos dos valores das forças ortogonais para diferentes movimentos de avanço no corte de canais simples.

Pode-se observar que as forças de avanço (F_x) e de corte (F_y) apresentam esforços menores quando empregado o uso de micro paradas. O mesmo pode ser notado para a variação da força passiva (ΔF_z), com exceção para o Ensaio 6 ($v_c = 175$ m/min e $f = 0,100$ mm/rev.) e para o Ensaio 7 ($v_c = 200$ m/min e $f = 0,050$ mm/rev.), ambos com ABD (os esforços foram similares).

Quando aplicado MQL, as maiores reduções foram de 17% para F_x no Ensaio 4 ($v_c = 175$ m/min e $f = 0,050$ mm/rev.) e de 12% para F_y no Ensaio 1 ($v_c = 150$ m/min e $f = 0,050$ mm/rev.) e no Ensaio 4. Para ΔF_z , a maior redução foi de 22% no Ensaio 9 ($v_c = 200$ m/min e $f = 0,100$ mm/rev.).

Para ABD as reduções em F_x ficaram entre 6% e 11% e em F_y ficaram entre 4% e 7%. O destaque ficou para ΔF_z no Ensaio 9, o qual que apresentou redução de 40%.

A retração da ferramenta que possibilitou a quebra do cavaco e conseqüentemente sua posterior remoção da região de corte também contribuiu para a inserção do fluido na região de corte, possibilitando que este possa desempenhar sua função (lubrificante/refrigerante) e agindo, desta forma, na redução dos esforços. Conforme Banerjee e Sharma, 2014, a inserção do lubrificante atomizado na região de corte (superfície de saída e/ou folga) atua de maneira expressiva no coeficiente de atrito e no desempenho da usinagem resultante.

4.3.2 Rugosidades das superfícies usinadas

A Figura 4.15 ilustra os gráficos das rugosidades media (R_a) e total (R_t) para as duas superfícies usinadas para ambos os processos de corte. Não se pode afirmar que a aplicação do *pecking* contribuiu diretamente para a alteração da qualidade das superfícies usinadas.

Com ABD, as micro paradas apresentaram majoritariamente valores de rugosidade R_a e R_t inferiores ao observados no corte contínuo, para ambas as superfícies.

Aplicando MQL foi observado o oposto para ambas as superfícies: as micro paradas apresentaram valores de rugosidades superiores às encontrados no corte contínuo. Para a rugosidade R_a , este aumento ficou entre 9% e 40% e para R_t este aumento ficou entre 13% e 75%. A exceção foi para o Ensaio 9 ($v_c = 200$ m/min e $f = 0,100$ mm/rev.) que apresentou uma redução de R_a e R_t para ambas as superfícies.

Devido à variação dos parâmetros de corte, os dois métodos de controle de cavacos descritos por Smith, 2008, (redução de v_c e aumento de f) foram aplicados (ver Seção 2.1.2). Porém, não se demonstraram eficazes na quebra do cavaco, pois foi observada a formação de cavaco contínuo ao longo de todo o experimento independente dos parâmetros aplicados.

O uso de micro paradas demonstrou-se eficaz no controle do cavaco, resultando na quebra do mesmo ao longo de todo o experimento independente dos parâmetros aplicados.

A quebra eficiente propiciada pelo *pecking* possibilitou uma melhor inserção do fluido na região de corte e um melhor escoamento do cavaco. Isto permitiu preservar a integridade do conjunto máquina/ferramenta/peça.

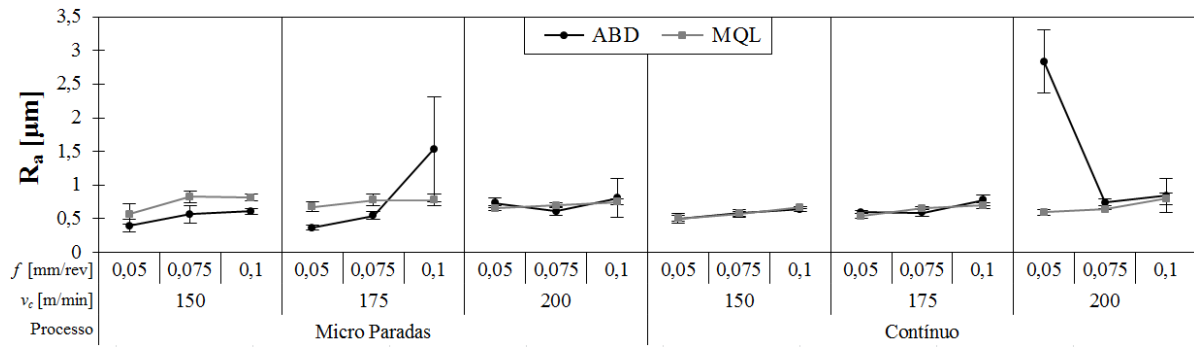
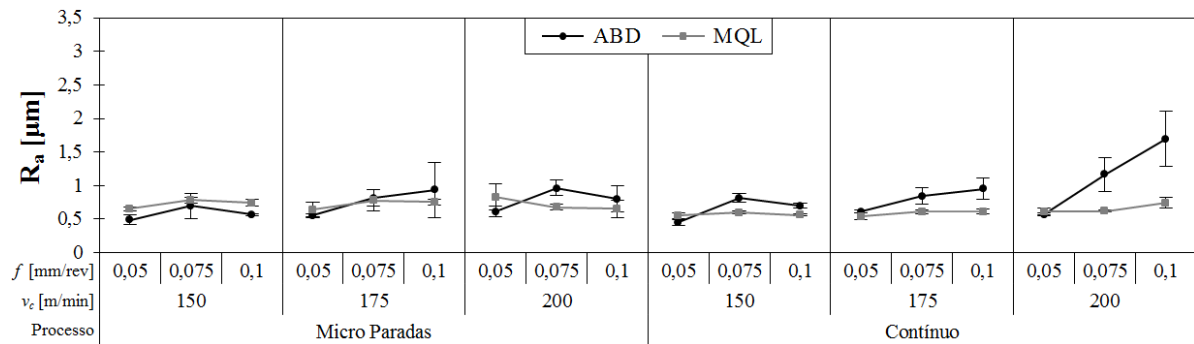
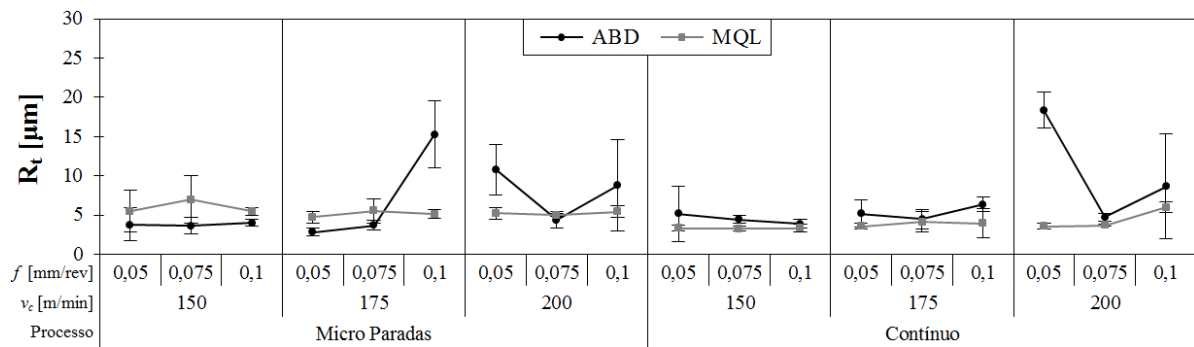
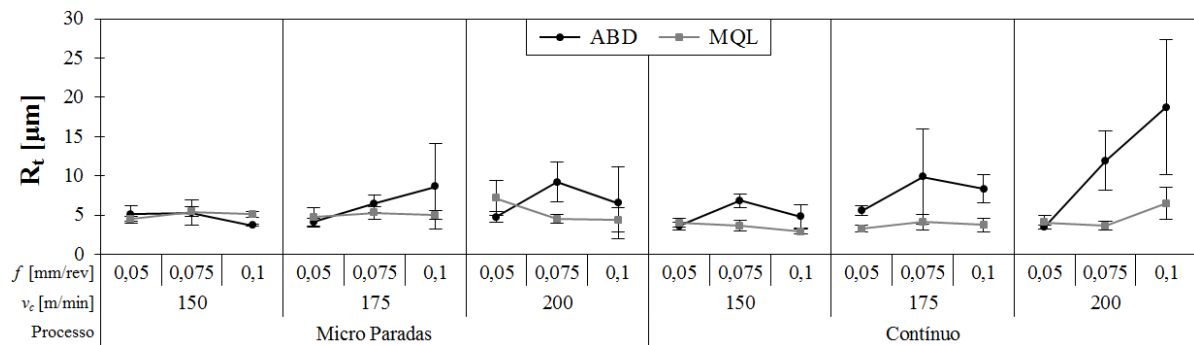
(a) R_a da Superfície 1 (placa)(b) R_a da Superfície 2 (contraponto)(c) R_t da Superfície 1 (placa)(d) R_t da Superfície 2 (contraponto)

Figura 4.15 – Etapa 3: Gráficos dos valores de rugosidade R_a e R_t para diferentes processos no corte de canais simples.

4.4 Avaliação da Etapa 4

A Etapa 4 avalia de forma comparativa a eficiência dos sistemas lubrificantes (fluido de corte em abundância “ABD” e mínima quantidade de lubrificante “MQL”) frente a vida útil da ferramenta de corte no corte de canais simples (operação de sangramento) em torneamento radial utilizando a técnica de micro paradas (*pecking*). Os parâmetros de corte utilizados estão apresentados na Tabela 3.7. Os tempos (T) de utilização da ferramenta foram estipulados a partir do número de canais efetuados, ou seja, no primeiro canal de cada corpo de prova (com exceção do último canal); e o tempo de corte de cada canal foi determinado através da Equação (3.1). Assim, tem-se a Tabela 4.1.

Tabela 4.1 – Número de canais cortados (N°) e tempo de usinagem (T)

CP	1	2	3	4	5	6	7	8
N°	1	11	21	31	41	51	61	71
T [min]	0,16	1,76	3,35	4,95	6,55	8,15	9,75	11,3
CP	9	10	11	12	13	14	15	15*
N°	81	91	101	111	121	131	141	150*
T [min]	12,9	14,5	16,1	17,7	19,3	20,9	22,5	24,0

*último canal do último corpo de prova

Devido às discrepâncias observadas nos dados oriundos do sistema por fluido de corte em abundância optou-se por dividir estes dados em dois grupos distintos, ABD 1 e ABD 2. O primeiro abrange a média dos ensaios de vida 1 e 3; o segundo o Ensaio 2.

4.4.1 Forças de usinagem

A Figura 4.16 apresenta os gráficos dos valores das forças de avanço (F_x), de corte (F_y) e a variação da força passiva (ΔF_z) para os diferentes sistemas lubrificantes ao longo do tempo de vida da ferramenta (T). Observa-se um aumento gradual nos valores das forças de avanço (F_x) e de corte (F_y) ao longo do tempo de usinagem; este aumento já era esperado devido ao crescimento do desgaste de flanco na ferramenta de corte. O incremento destas forças durante a vida da ferramenta foi semelhante para os dois sistemas de lubrificação. Os maiores incrementos das forças de avanço (F_x) e de corte (F_y) foram registrados no corte $N^\circ 150$ ($T = 24,0$ min). Os percentuais de aumento com ABD 1 foram, respectivamente, 24,7% e 15,2%, quando comparados com os esforços gerados no corte $N^\circ 1$ ($T = 0,16$ min). Para MQL, estes percentuais foram de 10,9% (F_x) e 12,7% (F_y).

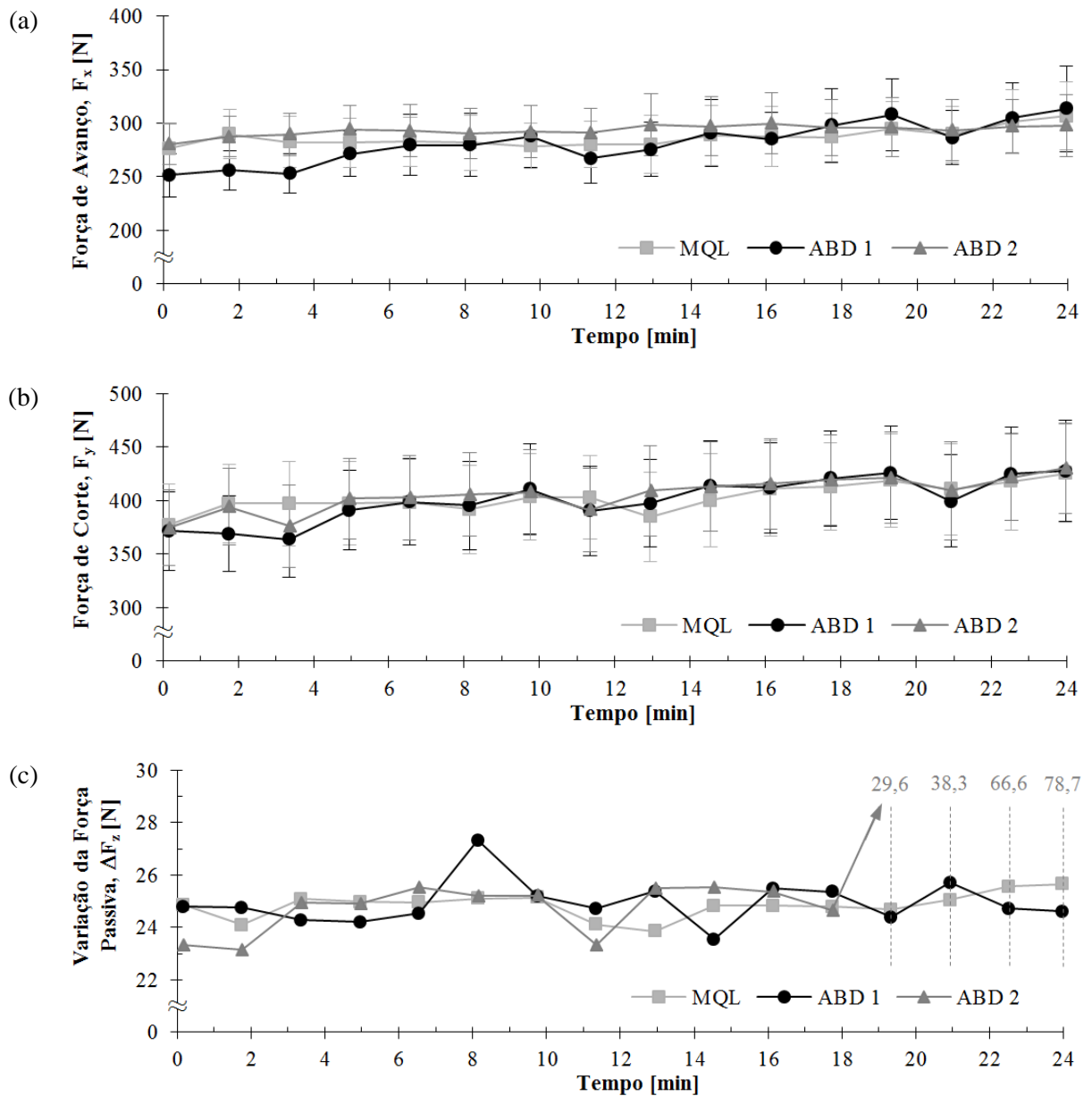


Figura 4.16 – Etapa 4: Gráficos dos valores das forças ortogonais em função do tempo de usinagem no corte de canais simples.

Comparando os sinais obtidos para cada sistema lubrificante nos diferentes intervalos de tempo, é possível observar que a discrepância entre as forças de avanço (F_x) e de corte (F_y) é pequena. As maiores diferenças observadas foram de 13,1% em F_x e de 7,6% em F_y no corte N° 11 ($T = 1,76$ min).

A variação da força passiva (ΔF_z) manteve-se estável nas três condições de lubrificação até o corte N° 111 ($T = 17,7$ min). No caso, as diferenças registradas foram inferiores a 8%. Para os sistemas ABD 1 e MQL, a variação manteve-se nos mesmos patamares até o fim do período de tempo considerado ($T = 24,0$ min). No entanto, o sistema

ABD 2 gerou grande aumento nos valores de ΔF_z após o corpo de prova CP12. Estes foram de 17,6% ($T = 19,3$ min); 34,6% ($T = 20,9$ min); 62,8% ($T = 22,5$ min) e 68,7% ($T = 24,0$ min). O aumento de ΔF_z é resultado de um maior desgaste de flanco apresentado na superfície lateral de folga à esquerda da ferramenta de corte (ver Seção 4.4.4). O desgaste da ferramenta e a maior variação de ΔF_z contribuíram para o aumento da rugosidade e do desvio dimensional do canal.

A aplicação com MQL excedeu a vida útil estimada (15 min) para a ferramenta de corte. Apesar de não gerar redução relevante nos valores das forças, o MQL apresenta-se como uma solução ambientalmente amigável para o processo de sangramento, reduzindo o consumo do fluido de corte em aproximadamente 99,97%. Saini et al., 2014, explicam que o uso do MQL reduz os problemas relacionados com o meio ambiente e com a saúde ocupacional; paralelamente, reduz os custos relacionados ao transporte e à eliminação do fluido de corte; além disso, aumenta a produção em chão-de-fábrica, reduzindo o tempo necessário para a manutenção da máquina e de limpeza dos cavacos molhados.

4.4.2 Rugosidades das superfícies usinadas

Para uma confiança de 95%, a Figura 4.17 mostra graficamente a variação das rugosidades média (R_a) e total (R_t), para as duas superfícies usinadas (lado 1 – placa; lado 2 – contraponto, ver Figura 3.15) durante o tempo de vida da ferramenta de corte (24 min).

Observa-se que quando o sistema MQL é aplicado, as rugosidades R_a e R_t permanecem estáveis ao longo de toda a vida da ferramenta, para ambas as superfícies do canal. Destaque para os valores de R_a e R_t para a Superfície 1 (lado da placa), os quais apresentaram uma redução de aproximadamente 20% do canal N° 1 ($T = 0,16$ mm) para o canal N° 141 ($T = 22,5$ min).

Por apresentar uma faixa de rugosidades mais estável ao longo do processo de corte, os valores obtidos com MQL foram menores que os obtidos com ABD. Isso corrobora com os trabalhos de Kamata e Obikawa, 2007 (o MQL propicia melhor acabamento no torneamento do Inconel 718) e de Lohar e Nanavaty, 2013 (o MQL possibilita melhoria de 30% no acabamento do aço AISI 4340 quando comparado a usinagem a seco e com ABD).

Essa estabilidade citada deve-se ao fato de o MQL possuir um efeito lubrificante mais eficiente que o sistema ABD, permitindo que o fluido atomizado atinja a região de corte e lubrifique as interfaces cavaco-ferramenta-peça, reduzindo o atrito entre elas, reduzindo os esforços e aumentando a precisão dimensional, legitimando Suarez et al., 2009.

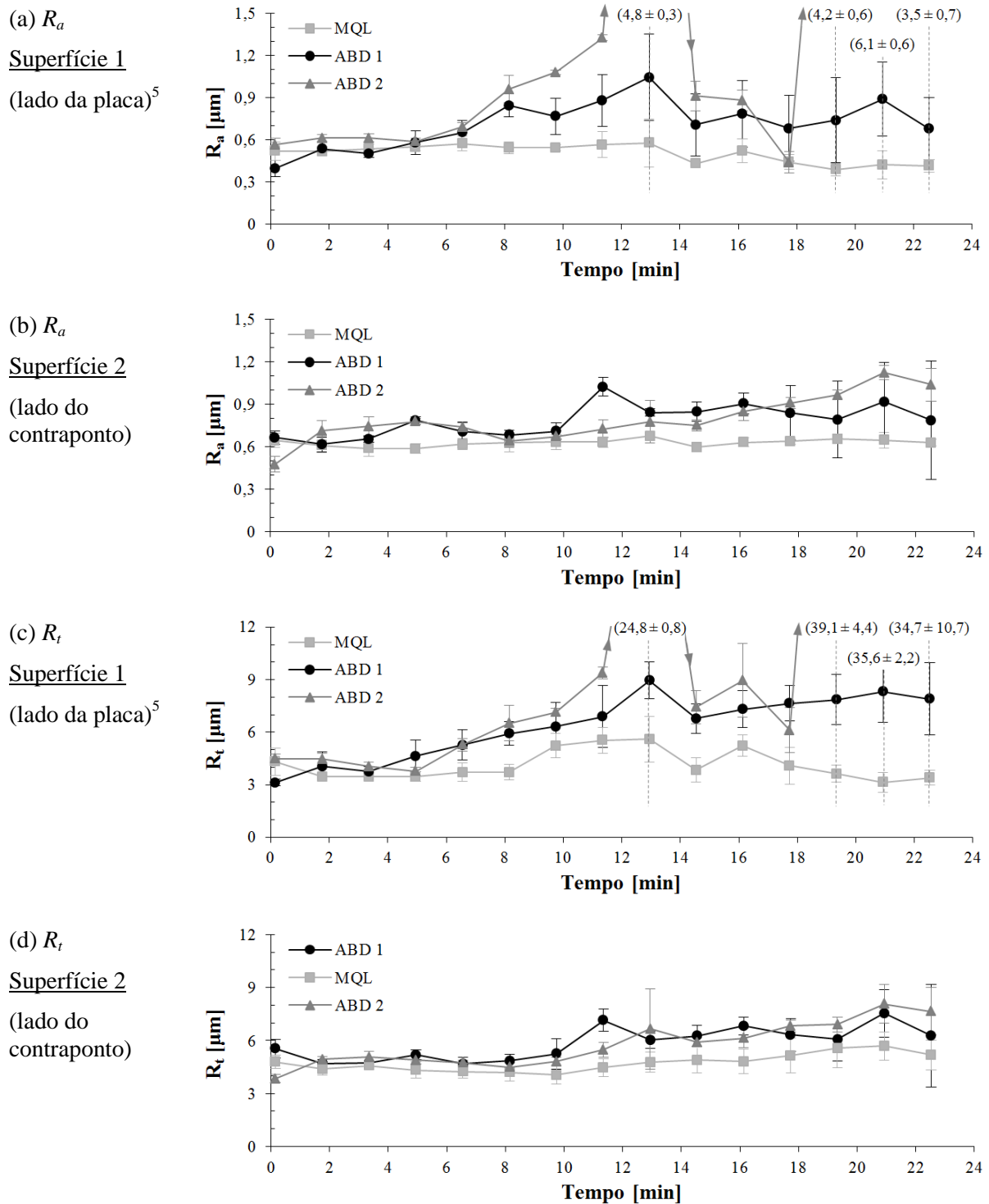


Figura 4.17 – Etapa 4: Gráficos dos valores de rugosidade R_a e R_t em função do tempo de usinagem no corte de canais simples.

O uso de fluido de corte em abundância gerou uma maior discrepância nos valores de rugosidade ao longo do tempo para as duas situações investigadas (ABD 1 e ABD 2).

⁵ Os valores em destaque nos gráficos são referentes aos pontos em ABD 2 que extrapolaram o limite superior do gráfico.

A situação ABD 1 resultou em uma relativa estabilidade das rugosidades ao longo do tempo. O aumento total nos valores de rugosidade da Superfície 1 (lado da placa) foi de 71,5% (R_a) e 152% (R_t) e na Superfície 2 (lado do contraponto), de 18,5% (R_a) e 13,5% (R_t).

A situação ABD 2 apresentou desempenho distinto para as superfícies 1 e 2. Na Superfície 2 (lado do contraponto), seu comportamento foi similar à situação ABD 1, com incremento total nos valores de rugosidade de 118% (R_a) e 98,5% (R_t). Na Superfície 1 (lado da placa), o comportamento manteve-se relativamente estável até o corte N° 71 ($T = 11,3$ min), após este, os valores de rugosidades apresentaram maiores discrepâncias, com grandes aumentos quando $T = 12,9$ min (CP09) e a partir de $T = 19,3$ min (CP13). A Superfície 1 apresentou um aumento de total de rugosidade de 521% (R_a) e 674% (R_t).

A Figura 4.18 ilustra a imagem da superfície usinada deteriorada pelo efeito do desgaste da ferramenta.

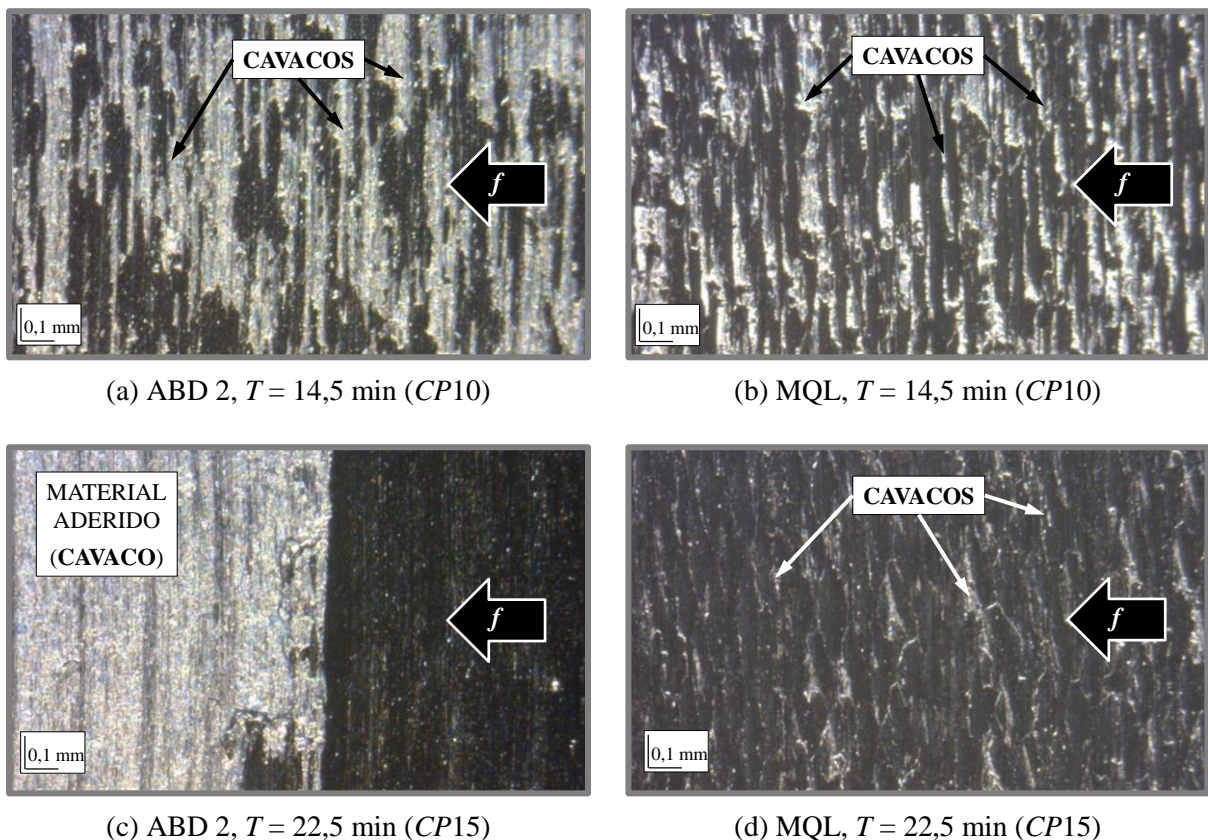


Figura 4.18 – Etapa 4: Imagens da Superfície 1 (lado da placa) para diferentes condições de lubrificação em tempos de usinagem distintos (f : direção de avanço da ferramenta).

Na Figura 4.18 é possível observar a diferença de comportamento para os sistemas MQL e ABD 2. Para $T = 14,5$ min (o fim de vida estipulado para ferramentas de corte é 15 min), na superfície usinada com MQL observam-se algumas rebarbas (material aderido).

Já para a superfície usinada com ABD 2 há um volume superior de material aderido sobre a peça (maior número de rebarbas).

A Figura 4.19 apresenta o perfil de rugosidade para $T = 22,5$ min, que demonstra a diferença verificada na Superfície 1. O aumento dos valores de rugosidade quando aplicado ABD 2 está relacionado ao maior desgaste lateral da ferramenta de corte, e da consequente alteração da geometria da ferramenta. Isto causa deflexão na ferramenta, aumento do atrito nas interfaces cavaco-ferramenta-peça e um cisalhamento ineficiente do material, sujeitando o sistema a uma maior oscilação da força passiva (ΔF_z). A Figura 4.20 demonstra a alteração do equilíbrio de forças resultante desta deflexão.

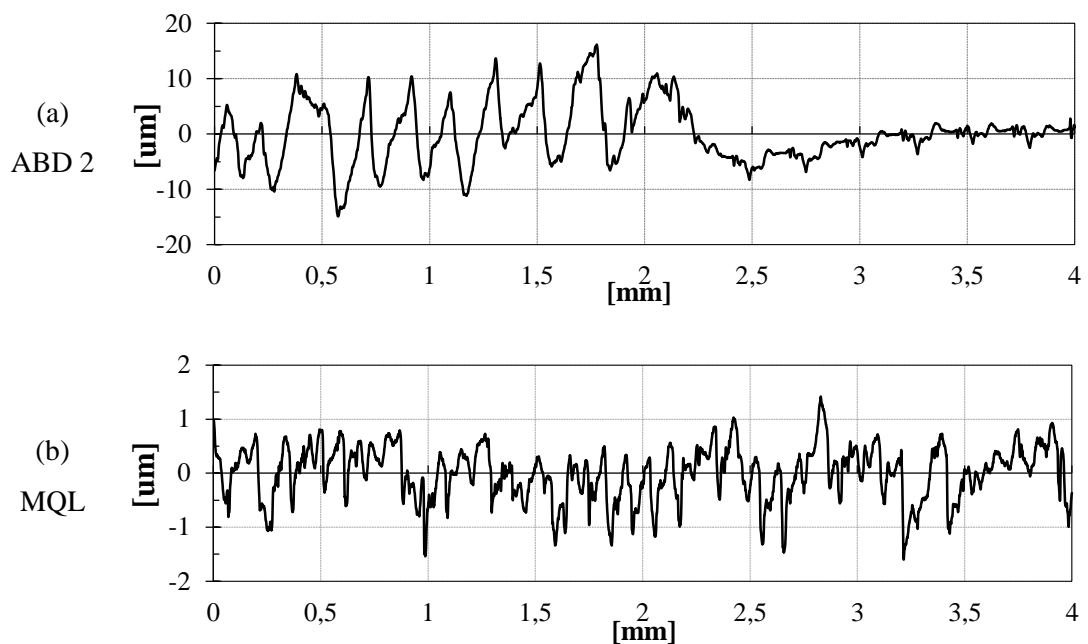


Figura 4.19 – Etapa 4: Perfis de rugosidade da Superfície 1 quando $T = 22,5$ min.

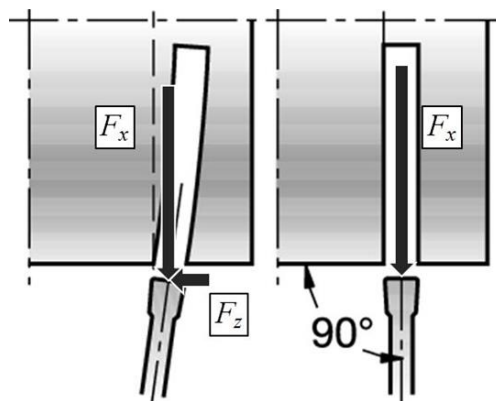


Figura 4.20 – Etapa 4: Representação esquemática da deflexão sofrida pela ferramenta e alteração no equilíbrio de forças [adaptado de Sandvik, 2009].

Essa deflexão da ferramenta também se apresenta como a causa mais provável da diferença constatada no perfil de rugosidade e na superfície usinada na situação ABD 2. Após o corte de aproximadamente 7,0 mm de profundidade ($d \cong 30$ mm), a flexão se acentua, o que gera um incremento no atrito entre as interfaces e o cisalhamento ineficiente do material.

O uso de micro paradas no corte dos canais simples gerou um alisamento na Superfície 2 (lado do contraponto) quando utilizado ABD 2 com $T = 12,9$ min (CP09, corte N° 81). A partir de $T = 19,3$ min (CP13, corte N° 121), os consecutivos movimentos de avanço e retração da ferramenta de corte provocaram um segundo alisamento sobre a superfície.

4.4.3 Desvios dimensionais

A Figura 4.21 representa a deformação (desvio dimensional) sofrida pelas superfícies usinadas e a Figura 4.22 ilustra graficamente os valores da deformação da superfície das peças usinadas (laterais dos canais) por sangramento radial durante o tempo de vida da ferramenta de corte (24 min) para uma confiança de 95%.

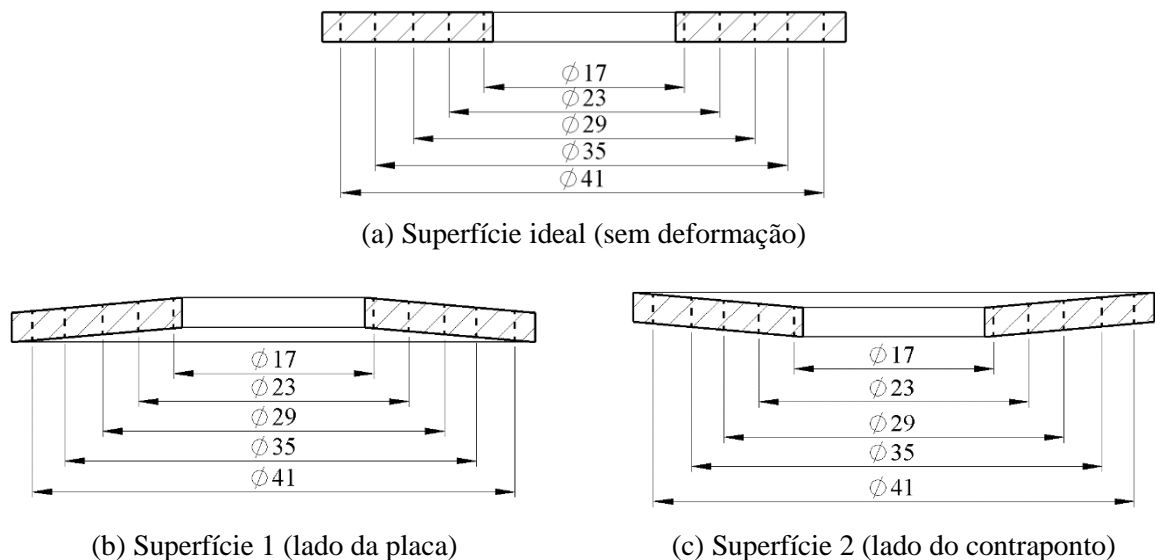


Figura 4.21 – Representação gráfica da deformação das superfícies usinadas: (a) Superfície ideal; (b) Superfície 1; (c) Superfície 2 (dimensões em mm).

Considerando que o tempo de vida útil da ferramenta é 15 min, observa-se para o tempo de usinagem $T = 14,5$ min, os desvios dimensionais gerados foram pequenos e não demonstraram discrepâncias entre os meios lubrificantes (MQL, ABD 1 e ABD 2) para ambas as superfícies (1 – lado da placa; 2 – lado do contraponto). Porém é possível detectar para a Superfície 1 uma maior deformação da superfície para o MQL. Esta variação pode ser originária do início do desgaste da ferramenta.

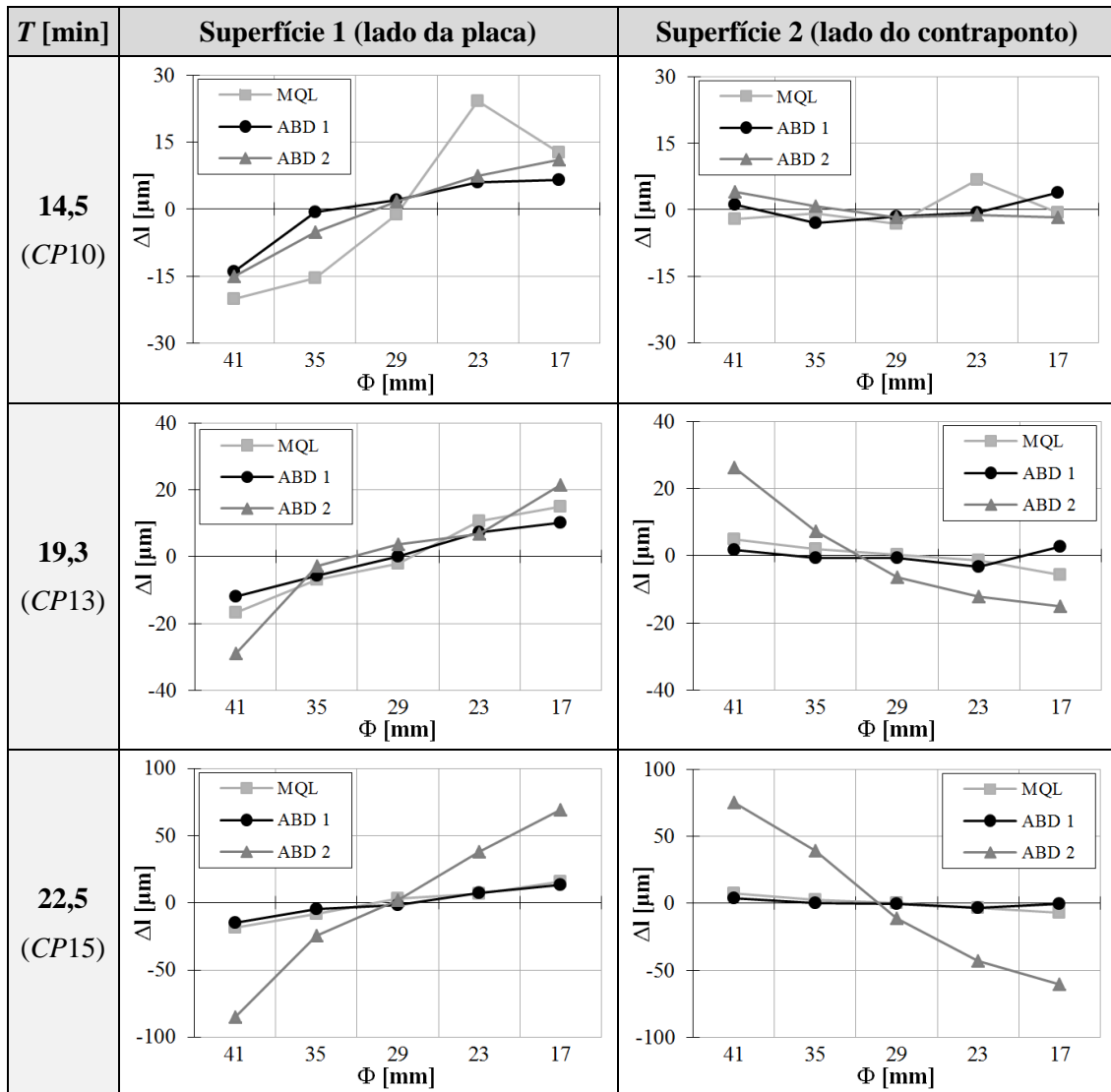


Figura 4.22 – Etapa 4: Gráficos do desvio dimensional das peças em função do tempo de usinagem para diferentes condições de lubrificação.

Os valores coletados após o tempo de vida útil estimado para a ferramenta de corte ($T = 15$ min) evidenciaram maior desvio dimensional. Para $T = 19,3$ min é possível observar para a Superfície 1 valores semelhantes para os três sistemas lubrificantes; porém, a Superfície 2 mostrou maior variação quando usada a situação ABD 2 como resultado do maior desgaste da ferramenta. O fato de as Superfícies 1 e 2 apresentarem comportamentos diferentes pode ser resultado do uso de micro paradas na usinagem dos canais.

A retração da ferramenta, para a quebra do cavaco, gera uma redução nos esforços axiais (F_z) e na deflexão da ferramenta de corte, permitindo que a ferramenta retorne para uma posição mais próxima do seu trajeto predeterminado. Com o posterior movimento de avanço, a ferramenta de corte percorre novamente parte do canal já usinado. Nesse momento,

a ferramenta realiza um segundo passe na Superfície 2, removendo algo entre 0,005 e 0,020 mm de material, resultando em um alisamento da superfície anteriormente usinada.

Na Figura 4.22, quando $T = 22,5$ min, o sistema de lubrificação ABD 2 apresentou os maiores desvios dimensionais para ambas as superfícies analisadas. Pode-se afirmar que o desgaste lateral da ferramenta e o decorrente incremento da força passiva (F_2), que ocasiona a flexão da ferramenta, são os responsáveis pelo desvio dimensional do canal.

A Figura 4.23 ilustra graficamente os valores dos desvios dimensionais totais registrados ao longo da vida da ferramenta para as três condições de lubrificação. Quando $T = 19,3$ min há um aumento no desvio dimensional quando usado o sistema lubrificante ABD 2 para ambas as superfícies. O mesmo ocorre com maior intensidade para $T = 22,3$ min quando usada a situação ABD 2 para ambas as superfícies, onde apresentou um desvio de $154,5 \mu\text{m}$ para a Superfície 1 e $135,7 \mu\text{m}$ para a Superfície 2. Isto ocorreu devido ao maior desgaste lateral sofrido pela ferramenta.

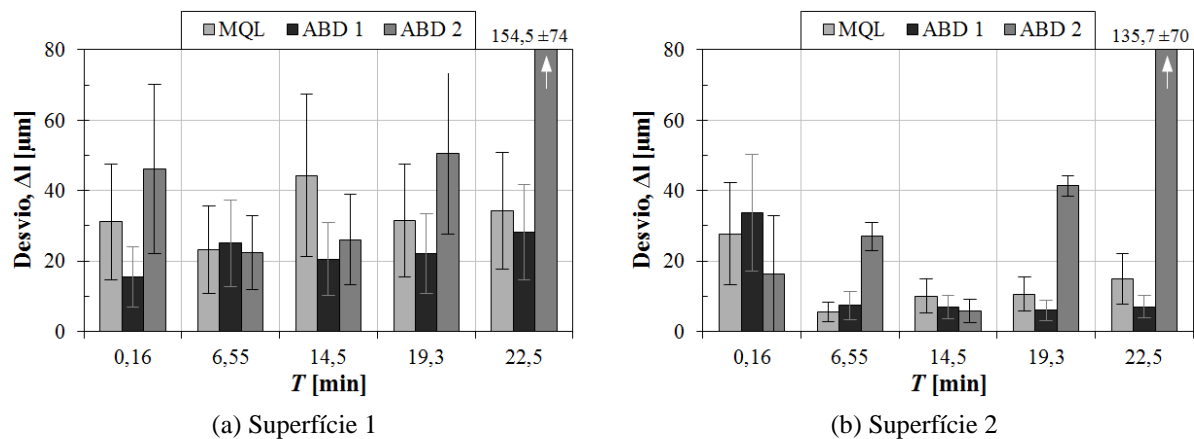


Figura 4.23 – Etapa 4: Gráficos dos valores do desvio dimensional total das superfícies ao longo do tempo de usinagem para diferentes condições de lubrificação.

Os desvios dimensionais apresentados pelo sistema MQL pela Figura 4.23 se mantiveram estáveis durante toda a vida da ferramenta. O maior desvio registrado foi inferior a $45 \mu\text{m}$ para a Superfície 1 e inferior a $28 \mu\text{m}$ para a Superfície 2.

Suarez et al., 2009, citam que o uso de MQL reduz os desvios dimensionais quando comparado a usinagem com ABD e a seco. Segundo Dhar et al., 2007, o acabamento e a precisão dimensional melhoraram principalmente devido à redução da ocorrência dos desgastes e dos danos na ponta da ferramenta pela aplicação de MQL.

4.4.4 Desgastes das ferramentas

A Figura 4.24 ilustra as imagens dos estados finais dos inserts utilizados nos ensaios (considerou-se o fim de vida quando $T = 24$ min). Nota-se que a abrasão foi o mecanismo de desgaste presente na ferramenta para os três meios lubrificadorrefrigerantes (MQL, ABD 1 e ABD 2), resultando em microlascamentos na aresta de corte.

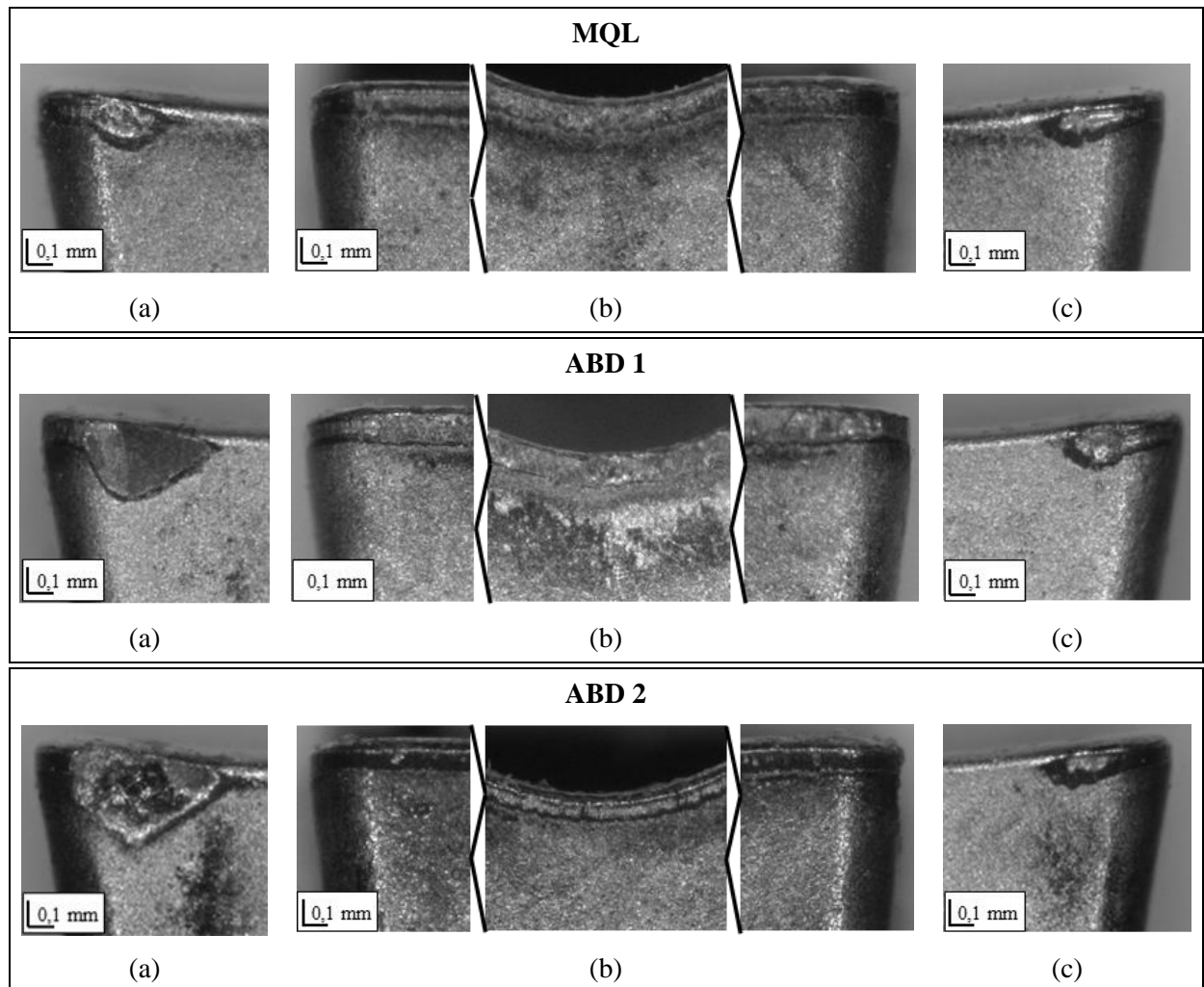


Figura 4.24 – Etapa 4: Imagens dos desgastes no flanco da ferramenta quando $T = 24,0$ min (ampliação 170x): (a) lateral esquerda; (b) frontal; (c) lateral direita.

De acordo com Machado et al., 2011, o desgaste abrasivo ocorre quando o material é removido ou deslocado da superfície por partículas duras (óxidos, carbonetos, nitretos, carbonitretos) que podem estar soltas entre duas superfícies com movimento relativo, ou que pertencem a uma das superfícies. O desgaste abrasivo pode envolver deformação plástica e fratura frágil, gerando perda ou deslocamento de material por microsulcamento, microcorte ou

microlascamento. O primeiro acarreta um deslocamento de material para as laterais do sulco formado, enquanto os outros dois causam perda de material, gerando também sulcos.

Pode-se destacar que os valores dos desgastes ocorridos nas superfícies de folga frontal (Figura 4.24b) e lateral direita (Figura 4.24c) da ferramenta foram próximos. Para a superfície lateral esquerda (Figura 4.24a), observa-se que as situações ABD 1 e ABD 2 geraram maior desgaste de flanco lateral da ferramenta, em que se destaca a situação ABD 2.

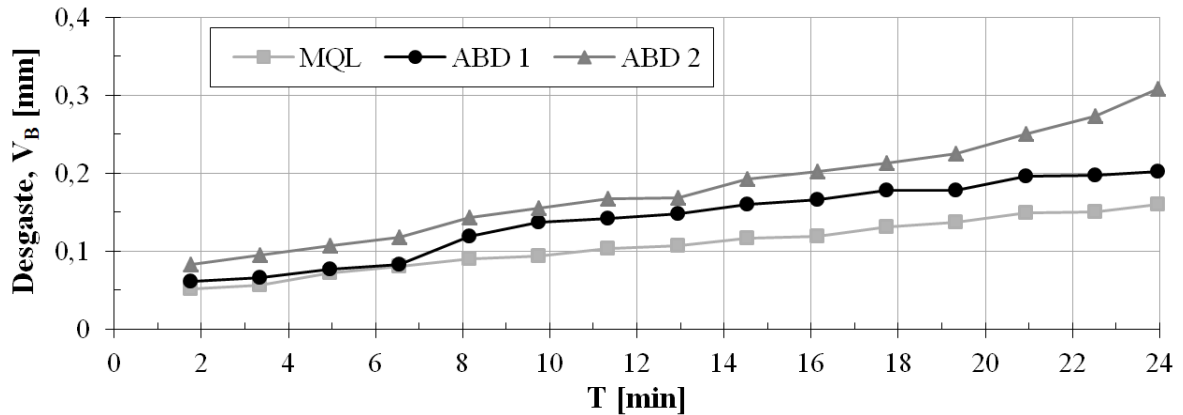
Esta alteração na geometria lateral da ferramenta, principalmente da aresta esquerda, é a responsável pelo incremento da amplitude de ΔF_z que, por sua vez, resulta em um incremento dos desvios dimensionais (ver Figura 4.20). Este desgaste desigual das arestas laterais possivelmente gerou a deflexão da ferramenta que alterou o equilíbrio da força axial (F_z), ou vice-versa. Isto conseqüentemente ocasionou maior oscilação da ferramenta no sentido axial, aumentando os valores de rugosidade e gerando os desvios dimensionais das superfícies usinadas. Outra hipótese é que um possível desalinhamento do inserto (devido a uma falha de posicionamento do inserto no suporte porta-ferramenta ou devido à penetração de partícula de material (cavaco) entre o assentamento suporte/inserto) tenha provocado a deflexão da ferramenta durante o corte, incrementando a variação da força axial (ΔF_z) e incentivando o atrito da aresta esquerda da ferramenta sobre a Superfície 2 da peça. Isto resultou em maior desgaste da ferramenta e acréscimo nos erros micro e macrogeométricos.

Não é possível determinar precisamente o fator gerador deste desgaste acelerado da ferramenta na situação ABD 2. No entanto, algumas hipóteses podem ser formuladas. O desgaste pode ter sido gerado por algum ponto mais endurecido do material da peça ou por alguma falha no recobrimento da pastilha (filme de menor espessura).

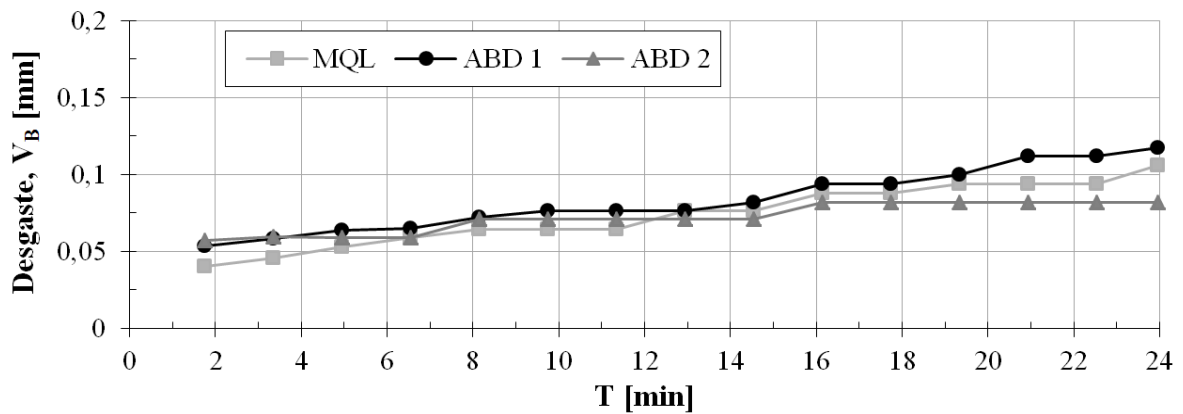
A Figura 4.25 apresenta os gráficos dos desgastes da ferramenta de corte ao longo do seu tempo de vida. No caso, o sistema MQL apresentou um desgaste progressivo constante e com valores aproximados para as duas arestas laterais do inserto. Isto gerou um equilíbrio da variação da força passiva (ΔF_z) mantendo assim o corte mais estável durante a vida da ferramenta. Esta constância de ΔF_z minimizou os desvios dimensionais e os manteve em um mesmo patamar durante a vida da ferramenta. Isto condiz com Obikawa et al., 2006, que relataram que o uso de MQL reduziu a ocorrência do desgaste de flanco mais eficazmente que o ABD no corte de canais em altas velocidades no aço SAE 1045.

É conhecido que o sistema ABD possui uma maior eficiência global de arrefecimento do calor gerado no processo de corte. Entretanto, devido à alta rotação empregada, o fluido não atinge diretamente a região de corte (interfaces cavaco-ferramenta-peça) causando ao mesmo tempo deficiências de refrigeração e lubrificação. Neste aspecto, o sistema MQL,

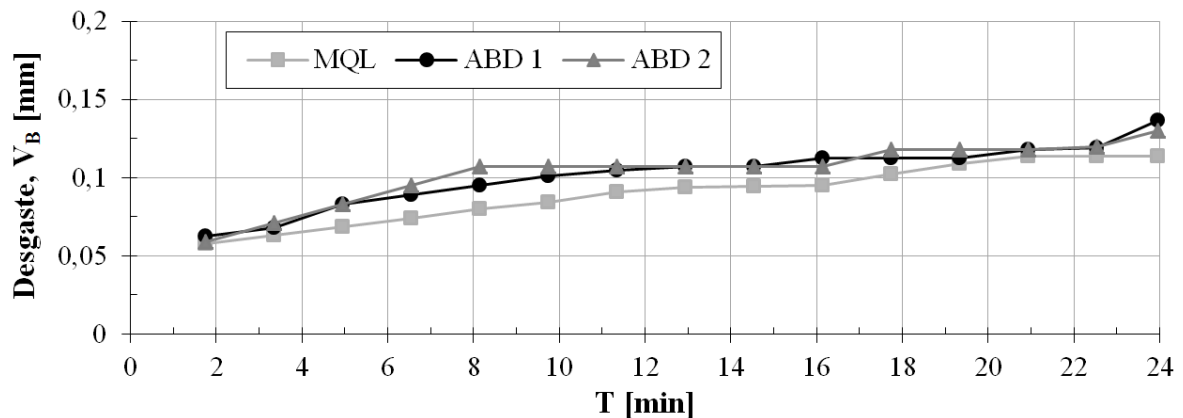
devido à atomização, consegue interagir nessas interfaces, minimizando o processo de desgaste da ferramenta. Segundo Rahim et al., 2015, a gotícula penetra na região de corte por causa de seu menor tamanho e devido ao baixo coeficiente de atrito. Fratila, 2013, aponta que, com MQL é possível ampliar o tempo de vida da ferramenta em até 80%.



(a) desgaste da aresta lateral esquerda



(b) desgaste da aresta frontal



(c) desgaste da aresta lateral direita

Figura 4.25 – Etapa 4: Gráfico dos valores de desgaste de flanco em função do tempo de usinagem para diferentes condições de lubrificação.

5 CONCLUSÕES

Este trabalho está baseado em uma avaliação comparativa dos sistemas de lubrificação com fluido de corte em abundância (ABD), em mínima quantidade de lubrificante (MQL) e com ar comprimido (ACO) no processo de torneamento radial. Tomando como referência a aplicação ABD, o pressuposto inicial é que os sistemas MQL e ACO apresentem resultados semelhantes, ou melhores, que o ABD.

5.1 Etapa 1

Na comparação com o método ABD, a aplicação do sistema MQL no corte de canais simples (sangramento radial) e múltiplos do aço SAE 1045 mostrou-se viável, podendo ser usada com êxito. Os parâmetros de corte relacionados aos menores valores de rugosidade foram estabelecidos como ideais quando aplicado esse sistema.

A aplicação do sistema ACO mostrou-se viável na operação de corte de canais múltiplos, em que a largura do canal a ser usinado é maior que a largura do inserto ou que uma das faces do inserto fica livre, facilitando desta forma a expulsão do cavaco.

5.2 Etapa 2

Na operação de faceamento com ferramenta para corte de canais, o sistema MQL apresentou menores oscilações da força passiva (ΔF_z) em comparação ao ABD. Considerando o acabamento da superfície usinada, a utilização do MQL não apresenta perda de qualidade.

Com a alteração da inclinação do bico aspersor de MQL foi possível demonstrar que a posição de aplicação do fluido atomizado influencia diretamente na sua capacidade de lubrificação. A modificação de sua posição permitiu que o fluido atingisse de forma eficiente a região de corte, executando assim a sua função de lubrificante e uma melhor remoção do cavaco, reduzindo as forças e melhorando o acabamento.

5.3 Etapa 3

O uso de micro paradas (*pecking*) no processo de sangramento radial do aço SAE 1045 contribui de maneira relevante para o controle do cavaco gerado e para a redução dos esforços de corte, ao permitir que o lubrificante (ABD e/ou MQL) tenha acesso à região de corte.

Considerando o conjunto dos resultados e o benefício principal de controle do cavaco protegendo, desta forma, a integridade do conjunto máquina/ferramenta/peça, o uso de micro paradas apresentou-se como alternativa viável e segura para a usinagem de canais simples.

5.4 Etapa 4

Nos ensaios de vida, ao efetuar 150 canais (equivalente a um tempo de 24 min), o sistema MQL não gerou grandes alterações nas forças de usinagem, apresentando valores muito próximos ou menores aos obtidos com ABD.

Os valores reduzidos de rugosidade obtidos corroboram com o fato de o sistema MQL possuir maior eficiência lubrificante, reduzindo o atrito nas interfaces cavaco-ferramenta-peça e, conseqüentemente, melhorando o acabamento usinado.

O sistema MQL gerou um desgaste constante e aproximado das arestas laterais da ferramenta (inserto). Isto gerou um maior equilíbrio da força passiva F_z que possibilitou um corte mais estável durante a vida da ferramenta. Por conseguinte, os desvios dimensionais foram minimizados, mantendo-os em um patamar aceitável durante a vida da ferramenta.

5.5 Comentários Finais

Considerando o conjunto das informações apresentadas é possível afirmar que o uso do sistema de lubrificação por MQL é viável no torneamento radial do aço SAE 1045.

Os esforços de corte gerados com o uso do sistema MQL foram similares ou inferiores aos gerados por ABD. A mesma tendência foi observada no perfil de rugosidade, predominando valores inferiores.

O sistema MQL possibilita um processo de corte mais estável e constante durante toda a vida da ferramenta, reduzindo o desgaste do inserto e prolongando sua vida útil.

A menor ocorrência dos desgastes laterais da ferramenta com o tempo de uso minimiza a sua oscilação axial e sua deflexão, reduzindo por consequência as rugosidades e minimizando os desvios dimensionais.

Paralelamente aos benefícios acima citados, o uso do sistema MQL proporciona um menor impacto ambiental e sanitário devido à eliminação do fluido de corte em abundância (ABD) e um menor consumo de energia elétrica no processo de usinagem, seja pela redução dos esforços de corte e/ou pela eliminação do sistema de bombeamento do fluido de corte.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

ABNT NBR ISO 4287. **Especificações Geométricas do Produto (GPS) - Rugosidade: Método do Perfil - Termos, Definições e Parâmetros da Rugosidade**, Rio de Janeiro, 18p., 2002.

Astakhov, V.P.; Subramanya, P.S.; Osman, M.O.M.. On the design of ejectors for deep hole machining, **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, v.36, n.2, p.155-171, 1996.

Astakhov, V.P.. **Tribology of Metal Cutting**. Elsevier Science, London, 2006.

Astakhov, V.P.. Ecological machining: near-dry machining. In: Davim, J.P. **Machining: Fundamentals and Recent Advances**, Springer-Verlag, London, Cap.7, p.195-223, 2008.

Astakhov, V.P.; Godlevskiy, V.. Delivery of metalworking fluids in the machining zone. In: Astakhov, V.P; Joksch, S. **Metalworking Fluids (MWFs) for Cutting and Grinding Fundamentals and Recent Advances**. Woodhead Publishing, Cap.3, p.78-134, 2012.

Ávila, R.F. et al.. Influência do fluido de corte sobre a força de usinagem e o acabamento do aço inoxidável austenítico ABNT 304, **7º Seminário Brasileiro do Aço Inoxidável**, São Paulo, SP, 2004.

Banerjee, N.; Sharma, A.. Identification of a friction model for minimum quantity lubrication machining, **Journal of Cleaner Production**, v.83, p.437-443, 2014.

Battaglia, J.L.. **Heat Transfer in Materials Forming Processes**. ISTE and John Wiley & Sons, New York, 2008.

Bayer, A.M.; Becherer, B.A.; Vasco, T.. High-speed tool steels, In: **Volume 16 – Machining**, 9th Edition, Metals Handbook, 1995.

Byrne, G.; Dornfeld, D.; Denkena, B.. Advancing cutting technology, **CIRP Annals - Manufacturing Technology**, v.52, n.2, p.483-507, 2003.

Carlsson, A.S.. Production of wax esters in crambe, **Outputs From the EPOBIO Project**, CPL Press, Newbury, 2006.

Chetan; Ghosh, S.; Rao, P.V.. Application of sustainable techniques in metal cutting for enhanced machinability: a review, **Journal of Cleaner Production**, v.100, p.17-34, 2015.

Dahmus, I.B.; Gutowski, T.G.. An environmental analysis of machining, **Proceedings of the ASME IMECE**, Anaheim, p.1-10, 2004.

Da Silva, M.B.; Wallbank, J.. Cutting temperature: prediction and measurement methods: a review, **Journal of Material Processing Technology** v.88, n.1-3, p.195-202, 1999.

Debnath, S.; Reddy, M.M.; Yi, Q.S.. Environmental friendly cutting fluids and cooling techniques in machining: a review, **Journal of Cleaner Production**, v.83, p.33-47, 2014.

Dhar, N.R.; Ahmed, M.T.; Islam, S.. An experimental investigation on effect of minimum quantity lubrication in machining AISI 1040 steel, **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, v.47, n.5, p.748-753, 2007.

Dhar, N.R.; Kamruzzaman, M.. Cutting temperature, tool wear, surface roughness and dimensional deviation in turning AISI 4037 steel under cryogenic condition, **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, v.47, n.5, p.754-759, 2007.

Diniz, A.E.; Marcondes, F.C.; Coppini, N.L.. **Tecnologia da Usinagem dos Materiais**, 5ª ed., São Paulo, Artliber, 2013.

Dixit, U.S.; Sarma, D.K.; Davim, J.P.. **Environmentally Friendly Machining**, Springer, London, 2012.

Dornfeld, D. et al.. Introduction to green manufacturing, In: Dornfeld, D.A. **Green Manufacturing: Fundamentals and Applications**, Springer, London, Cap.1, p.1-23, 2013.

Espindola, E.S.C.; Klafke, A.L.. Análise comparativa da utilização de fluidos de corte na usinagem do aço ABNT 1045 em operação de desbaste, **8º Congresso Nacional de Engenharia Mecânica**, Uberlândia, MG, 2014.

Espindola, E.S.C.; Peiter, M.R.; Souza, A.J.. Estudo do acabamento gerado em operação de faceamento com ferramenta de sangramento radial para diferentes condições de corte, **9º Congresso Nacional de Engenharia Mecânica**, Fortaleza, CE, 2016.

Ferraresi, D.. **Fundamentos da Usinagem dos Metais**, 16ª ed., Edgard Blücher, São Paulo, 2013.

Fitzpatrick, M.. **Introdução aos Processos de Usinagem**, AMGH, Porto Alegre, 2013.

Fratila, D.. Sustainable manufacturing through environmentally-friendly machining, In: Davim, J.P., **Green Manufacturing Processes and Systems**, Springer, London, p.1-22, 2013.

Garant. **Machining Handbook**, Hoffmann Group, Munich, 1096p, 2013.

Ginting, Y.R. et al.. Investigation into alternative cooling methods for achieving environmentally friendly machining process, **Procedia CIRP**, v.29, p.645-650, 2015.

Ginting, Y. R. et al.. Environmental generation of cold air for machining, **Procedia CIRP**, v.40, p.648-652, 2016.

Gutowski, T.G.. Design and manufacturing for the environment. In: Grote, K.H.; Antonsson, E.K. **Handbook of Mechanical Engineering**, Springer, New York, Cap.9, 2004.

Hadad, M.; Sadeghi, B.. Minimum quantity lubrication-MQL turning of AISI 4140 steel alloy, **Journal of Cleaner Production**, v.54, p.332-343, 2013.

Helu, M.; Dornfeld, D.. Principles of green manufacturing, In: Dornfeld, D.A. **Green Manufacturing: Fundamentals and Applications**, Springer, London, Cap.5, p.107-115, 2013.

Hong, S.Y.; Zhao, Z.. Thermal aspects, material considerations and cooling strategies in cryogenic machining, **Clean Technologies and Environmental Policy**, v.1, n.2, p.107-116, 1999.

Hutchings, I.M.. **Tribology: Friction and Wear of Engineering Materials**, Edward Arnold, London, 1992.

ISO 3685. **Tool Life Testing with Single-point Turning Tools**, International Organization for Standardization, 48p., 1993.

Jayal, A.D.; Balaji, A.K.. Effects of cutting fluid application on tool wear in machining: interactions with tool-coatings and tool surface features, **Wear**, v.267, n.9-10, p.1723-1730, 2009.

Jozić, S.; Bajić, D.; Celent, L.. Application of compressed cold air cooling: achieving multiple performance characteristics in end milling process, **Journal of Cleaner Production**, v.100, p.325-332, 2015.

Juneja, B.L.; Sekhon, G.S.. **Fundamentals of Metal Cutting and Machine Tools**, John Wiley & Sons, New Delhi, 1987.

Kamata, Y.; Obikawa, T.. High speed MQL finish-turning of Inconel 718 with different coated tools, **Journal of Materials Processing Technology**, v.192-193, p.281-286, 2007.

Kim, S.W. et al.. Evaluation of machinability by cutting environments in high-speed milling of difficult-to-cut materials, **Journal of Materials Processing Technology**, v.111, n.1-3, p.256-260, 2001.

Klocke, F.. **Manufacturing Processes 1: Cutting**, RWTH-Aachen, Springer-Verlag, Berlin, 2011.

Klocke, F.; Eisenblätter, G.. Dry cutting, **CIRP Annals – Manufacturing Technology**, v.46, p.519-526, 1997.

Ko, J.T.; Kim, H.S.; Chung, B.G.. Air-oil cooling method for turning of hardened material, **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v.15, n.7, p.470-477, 1999.

Kuram, E.; Ozcelik, B.; Demirbas, E.. Environmentally friendly machining: vegetable based cutting fluids, In: Davim, J.P., **Green Manufacturing Processes and Systems**, Springer, Berlin, p.23-48, 2013.

Liu, N.M.; Chiang, K.T.; Hung, C.M.. Modeling and analyzing the effects of air cooled turning on the machinability of Ti-6Al-4V titanium alloy using the cold air gun coolant system, **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v.67, n.5, p.1053-1066, 2013.

Lohar, D.V.; Nanavaty, C.R.. An performance evaluation of minimum quantity lubrication (MQL) using CBN tool during hard turning of AISI 4340 and its comparison with dry and wet turning, **Bonfring International Journal of Industrial Engineering and Management Science**, v.3, n.3, p.102-106, 2013.

Machado, A. R. et al.. **Teoria da Usinagem dos Materiais**, 2ª ed., São Paulo: Edgard Blücher, 2011.

Machai, C. et al.. On the effects of cutting speed and cooling methodologies in grooving operation of various tempers of β -titanium alloy. **Journal of Materials Processing Technology**, v.213, n.7, p.1027-1037, 2013.

Marksberry, P.W.. Micro-flood (MF) technology for sustainable manufacturing operations that are coolant less and occupationally friendly. **Journal of Cleaner Production**, v.15, n.10, p.958-971, 2007.

Nor Khairusshima, M.K. et al.. Effect of chilled air on tool wear and workpiece quality during milling of carbon fibre-reinforced plastic, **Wear**, v.302, n.1-2, p. 1113-1123, 2013.

Obikawa, T; Kamata, Y.; Shinozuka, J.. High speed grooving with applying MQL, **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, v.46, n.14, p.1854-1861, 2006.

Peiter, M.R.. **Avaliação do acabamento da face de uma peça de aço-carbono gerado pelo processo de sangramento radial em função da largura de corte**. 22p. Monografia (TCC em Engenharia Mecânica) – DEMEC, UFRGS, Porto Alegre, 2015.

Pettersson, A.. High-performance base fluids for environmentally adapted lubricants, **Tribology International**, v.40, n.4, p. 638-645, 2007.

Philip, P.K.. Varadarajan, A.S.; Ramamoorthy, B.; Influences of cutting fluid composition and delivery variables on performance in hard turning using minimal fluid in pulsed jet form, **Journal of the Institution of Engineers (India), Part PR: Production Engineering Division**, v.82, n.1, p.12-19, 2001.

Rahim, E.A. et al.. Experimental investigation of minimum quantity lubrication (MQL) as a sustainable cooling technique, **Procedia CIRP**, v. 26, p 351-354, 2015.

Rao, R.V.. Cutting fluid selection for a given machining application. In: **Decision Making in the Manufacturing Environment: Using Graph Theory and Fuzzy Multiple Attribute Decision Making Methods**, Springer-Verlag, London, p.97-114, 2007.

Rech, J.; Hamdi, H.; Valette, S.. Workpiece surface integrity. In: Davim, J.P., **Machining – Fundamentals and Recent Advances**, Springer, Cap 3, p.59-96, 2008.

Ruffino, R.T.. Fluidos de corte. In: Ferraresi, D., **Fundamentos da Usinagem dos Metais**, 16 ed., Edgard Blücher, Cap.11, p.512-556, 2013.

Saini, A. et al.. Experimental estimation and optimization of process parameters under minimum quantity lubrication and dry turning of AISI-4340 with different carbide inserts, **Journal of Mechanical Science and Technology**, v.28, n.6, p.2307-2318, 2014.

Sandvik. **Manual Técnico de Usinagem, Parte B – Corte e Canais**, Sandvik Coromant, São Paulo, 2009.

Santos, S.C.; Sales, W.F.. **Aspectos Tribológicos da Usinagem dos Materiais**, 1ª Ed., São Paulo: Artliber, 2007.

Sarma, D.K.; Dixit, U.S.. A comparison of dry and air-cooled turning of grey cast iron with mixed oxide ceramic tool, **Journal of Materials Processing Technology**, v.190, n.1-3, p.160-172, 2007.

Sharma, V.S.; Dogra, M.; Suri, N.M.. Cooling techniques for improved productivity in turning, **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, v.49, n.6, p.435-453, 2009.

Sharma, J.; Sidhu, B.S.. Investigation of effects of dry and near dry machining on AISI D2 steel using vegetable oil, **Journal of Cleaner Production**, v.66, p.619-623, 2014.

Shaw, M. C.. **Metal Cutting Principles**, Oxford Science Publication, New York, 1984.

Shokrani, A.; Dhokia, V.; Newman, S.T.. Environmentally conscious machining of difficult-to-machine materials with regard to cutting fluids, **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, v.57, p.83-101, 2012.

Silva, G. M.. **Estudo para Observação da Ocorrência da Fragilização Induzida por Metal Líquido em um Processo de Soldagem-Mig de Aços Inoxidáveis e Aços Galvanizados com Metal de Adição à Base de Cobre e Alumínio**. Dissertação (Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica), UFMG, Belo Horizonte, 81p., 2006.

Smith, G.T.. **Cutting Tool Technology Industrial Handbook**, Springer, 2008.

Stephenson, D.A.; Agapiou, J.S.. **Metal Cutting Theory and Practice**, 3rd Edition, CRC Press (Taylor & Francis Group), 2016.

Suarez, M.P. et al.. Precisão dimensional em canais usinados na liga de alumínio 7075-T7. In: **5º Congresso Brasileiro de Engenharia de Fabricação**, Belo Horizonte, MG, 2009.

Tasdelen, B.; Thordenberg, H.; Olofsson, D.. An experimental investigation on contact length during minimum quantity lubrication (MQL) machining. **Journal of Materials Processing Technology**, v.203, n.1-3, p.221-231, 2008.

Tavares, J. M. R. S., **Indicação dos estados de superfície**. CFAC –Concepção e Fabrico Assistidos por Computador. FEUP – Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto, 2012. Disponível em: <<http://paginas.fe.up.pt/~tavares/ensino/CFAC-G/Downloads/Apontamentos/>>.

Tazehkandi, A.H.; Shabgard, M.R.; Pilehvarian, F.. On the feasibility of a reduction in cutting fluid consumption via spray of biodegradable vegetable oil with compressed air in machining Inconel 706, **Journal of Cleaner Production**, v.104, p.422-435, 2015.

Teixeira Filho, F.. **A Utilização de Fluido de Corte no Fresamento do Aço Inoxidável 15-5ph**. Dissertação (Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica), UNICAMP, Campinas, 230p., 2006.

Toakley, A.R.; Aroni S.. Forum the challenge of sustainable development and the role of universities. **Higher Education Policy**, v.11, p.331-346, 1998.

Trent, E.M.; Wright, P.K.. **Metal Cutting**, 4th ed., Butterworth–Heinemann, 2000.

Tschätsch, H.; Anette, R.. Cutting fluids (coolants and lubricants). In: Tschätsch, H., **Applied Machining Technology**. Springer-Verlag, Berlin, p. 349-352, 2009.

Varadarajan, A.S.; Philip, P.K.; Ramamoorthy, B.. Investigations on hard turning with minimal cutting fluid application (HTMF) and its comparison with dry and wet turning, **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, v.42, n.2, p.193-200, 2002.

Weinert, K. et al.. Dry machining and minimum quantity lubrication, **CIRP Annals – Manufacturing Technology**, v.53, n.2, p.511-537, 2004.

Yoshimura, H. et al.. Development of nozzle system for oil-on-water droplet metalworking fluid and its application to practical production line, **JSME International Journal Series C**, v.48, n.4, p.723-729, 2005.

Zeilmann, R.P., et al.. Processos de usinagem e responsabilidade ambiental através da redução da utilização de fluidos de corte, **17º Simpósio Internacional de Engenharia Automotiva**, São Paulo, SP, 2009.

Zhang, S.; Li, J.F.; Wang, Y.W.. Tool life and cutting forces in end milling Inconel 718 under dry and minimum quantity cooling lubrication cutting conditions, **Journal of Cleaner Production**, v.32, p.81-87, 2012.