

UNIVERSIDADE DE SÃO PAULO ESCOLA POLITÉCNICA
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA MECÂNICA

ANÁLISE ECONÔMICA DA USINAGEM DE AÇO AUTOMOTIVO
DIN 100Cr6

Enio Yamamotu Ferreira Soares

São Paulo
2009

UNIVERSIDADE DE SÃO PAULO ESCOLA POLITÉCNICA
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA MECÂNICA

ANÁLISE ECONÔMICA DA USINAGEM DE AÇO AUTOMOTIVO
DIN 100Cr6

Trabalho de formatura apresentado à Escola
Politécnica da Universidade de São Paulo para
obtenção do título de Graduação em Engenharia

Enio Yamamotu Ferreira Soares

Orientador: Prof. Dr. Amauri Hassui

Co-orientador: Dr. Marcelo Acacio Rodrigues

Área de Concentração:
Engenharia Mecânica

São Paulo
2009

FICHA CATALOGRÁFICA

Soares, Enio Yamamotu Ferreira
Análise econômica da usinagem de aço automotivo 100Cr6 / E. Y. F.
Soares - São Paulo 2009.

92 p.

Trabalho de formatura – Escola Politécnica da Universidade de São Paulo. Departamento de Engenharia Mecânica

1. Usinagem (Processo) 2. Torneamento 3. Custo econômico 4. Aço
I. Universidade de São Paulo. Escola Politécnica. Departamento de Engenharia Mecânica II. t.

“Somente o conhecimento que
nos torna melhores é útil”
Sócrates

RESUMO

A constante busca por processos produtivos economicamente mais eficientes tem exigido dos processos de usinagem maiores velocidades de corte, que por sua vez aumentam o desgaste da ferramenta. Um modo de reduzir este desgaste é a aplicação de fluidos lubrificantes/refrigerantes na usinagem. No entanto a utilização de fluidos em usinagem implica em custos cada vez mais elevados devido à legislação ambiental e demais custos relativos à manutenção e descarte do mesmo.

O presente trabalho tem por objetivo a análise do processo de torneamento do aço automotivo DIN 100Cr6, SAE 52100 ou ABNT 52100 em três diferentes condições de lubrificação/refrigeração, sendo estas condições: jorro de fluido abundante, mínima quantidade de lubrificante (MQL) e usinagem sem fluido (seco). Este estudo utiliza ferramentas de corte com uma única seleção para a determinação dos coeficientes da equação de Taylor, que possibilitam juntamente com a análise dos custos envolvidos na usinagem deste aço automotivo, a determinação do intervalo de máxima eficiência para cada condição de lubrificação/refrigeração. Esta condição de melhor desempenho do processo de usinagem é quantificada pelas velocidades de corte de mínimo custo (v_{co}) e as velocidades de corte de máxima produtividade (v_{mp}) determinando o intervalo de máxima eficiência do processo.

Além das velocidades supracitadas, outros custos como: ferramentas, fluidos, equipamentos auxiliares, tratamento e descarte de resíduos, formam um panorama que determina o custo total da usinagem C_p e define economicamente a melhor condição de operação para o torneamento deste aço automotivo. Palavras chave: Torneamento, Condições econômicas de usinagem, Aços automotivos, Equação de Taylor, Mínima quantidade de lubrificante (MQL).

ABSTRACT

The constant search for production process economically more efficient has demanded of the machining process higher cutting speeds, which has increased the tool wear. One way to decrease the tool wear is the application of lubricating/cooling fluids in the machining. Although the use of these fluids in machining implicate in more elevated costs related to the environmental legislation and other costs related to the maintenance and the discard of the fluid.

The present work aims analyses the process of turning of automotive steel DIN 100Cr6, SAE 52100 or ABNT 52100 in three different conditions of lubricating/cooling, namely: abundant flow of fluid (flood), Minimal Lubricating Quantity (MQL) and machining without fluids (dry machining). This study uses only one selection of cutting tool to determinates the Taylor's coefficient, that turn it possible to evaluate the costs involved on the machining of this automotive steel, as well as make possible to define the cutting speeds maximum efficiency interval (IME), for each condition of lubricating/cooling. The best condition performance in machining is quantified by minimum cost cutting speed (v_{co}) and the maximum productivity cutting speed (v_{mp}) defining the maximum efficiency interval of the process.

Above the speeds cited, other costs like cutting tools, fluids, auxiliary equipments, treatment and discard of fluids, makes the scenery that determinate the total cost on machining C_p and define the economic best condition of turning operation for this automotive steel. Keywords: Turning, economic conditions of machining, automotive steel, Taylor's equation, minimal lubricating quantity (MQL)

Sumário

LISTA DE FIGURAS	9
LISTA DE TABELAS	13
LISTA DE SIMBOLOS E ABREVIACÕES	14
1 INTRODUÇÃO	18
1.1 Objetivo	20
2 REVISÃO DA LITERATURA	21
2.1 Processos de fabricação por usinagem	21
2.2 Torneamento	22
2.3 Condições geométricas do torneamento cilíndrico	23
2.3.1 Partes construtivas de uma ferramenta	23
2.3.2 Sistema de referência da ferramenta	25
2.3.3 Sistema efetivo de referência	26
2.3.4 Ângulos da parte de corte	27
2.3.5 Ângulos da parte de corte no sistema efetivo de referência	30
2.3.6 Relação entre ângulos da ferramenta	31
2.4 Condições cinemáticas do torneamento cilíndrico	31
2.5 Parâmetros de usinagem para o torneamento	33
2.6 Mecânica da deformação no processo de usinagem	36
2.7 Condições tribológicas aplicadas ao processo de usinagem	38
2.7.1 A lubrificação nas condições reais de contato em usinagem	40
2.7.2 Funções do fluido refrigerante/lubrificante	43
2.7.3 Tipos de fluido de corte	44
2.7.4 Aplicação de fluido por névoa ou MQL	45
2.8 Intervalo de máxima eficiência	48
2.8.1 Síntese da análise econômica em usinagem por torneamento	51
2.8.2 Modelagem matemática das condições econômicas de usinagem	51
2.8.3 Modelagem da produtividade como função da velocidade de corte	52
2.8.4 Modelagem dos custos de produção como função da velocidade de corte	57
3 MATERIAIS E MÉTODOS	62
3.1 Materiais	62
3.2 Metodologia experimental	64
3.3 Detalhamento da medição das vazões	65
4 RESULTADOS	67
4.1 Ensaios com v_{co} e v_{mp} determinados	75

5	ANÁLISE ECONÔMICA	78
5.1	Análise econômica comparativa em v_{co} entre os sistemas de lubrificação/refrigeração	78
5.1.1	Usinagem utilizando jorro de fluido abundante	79
5.1.2	Usinagem utilizando sistema MQL	80
5.1.3	Usinagem sem fluido lubrificante/refrigerante	82
5.2	Análise econômica comparativa em v_{mp} entre os sistemas de lubrificação/refrigeração	82
5.2.1	Usinagem utilizando jorro de fluido abundante	82
5.2.2	Usinagem utilizando sistema MQL	83
5.2.3	Usinagem sem fluido lubrificante/refrigerante	83
5.3	Comparativo das velocidades	83
6	DISCUSSÕES E CONCLUSÕES	86
7	REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	91

LISTA DE FIGURAS

Figura 1. Ilustrações de torneamento. (a) cilíndrico externo e (b) torneamento cilíndrico interno, adaptado de [4].	22
Figura 2. Cunha de corte da ferramenta de torneamento, adaptado de [10].	23
Figura 3. Arestas de corte e superfícies da parte de corte de uma ferramenta de torneamento, adaptado de [10].	24
Figura 4. Planos do sistema de referência da ferramenta de torneamento. (a) planos referenciados na ferramenta e em (b) planos referenciados na máquina, conforme [10].	25
Figura 5. Ângulos de localização das arestas de corte no sistema de referência da ferramenta, para torneamento cilíndrico conforme [5].	29
Figura 6. Ângulo de saída, de cunha e de folga da ferramenta conforme [10].	29
Figura 7. Ângulos de uma ferramenta de torneamento, conforme [5].	30
Figura 8. Direção dos movimentos de corte, de avanço e efetivo no torneamento. Ângulos de direção de avanço ϕ , da direção efetiva η e Plano de trabalho, conforme [5].	32
Figura 9. Superfícies, grandezas de corte e largura nominal de corte b no torneamento cilíndrico, conforme [10].	35
Figura 10. Forças de usinagem e suas diversas componentes na operação de torneamento, conforme [10].	35
Figura 11. Mecânica da deformação no processo de torneamento, conforme [10].	37
Figura 12. Idealização do contato real entre duas superfícies colocadas em contato sob ação de uma força de intensidade (F), conforme [16].	38

- Figura 13. Aresta de corte de uma ferramenta de torneamento. No detalhe de maior ampliação verifica-se que a porosidade da superfície da ferramenta, conforme [16]. 39
- Figura 14. Fotografia do dorso do cavaco. Nas ampliações verifica-se que a superfície do cavaco que entra em contato com a superfície da ferramenta possui rugosidade em forma de sulcos devido ao escoamento sobre a superfície porosa da ferramenta, conforme [16]. 39
- Figura 15. Interface cavaco ferramenta e as possíveis direções de aplicação do jato de fluido. Somente foi ilustrada a rugosidade no dorso do cavaco, conforme [16]. 41
- Figura 16. Injeção de MQL externamente a ferramenta, conforme [17], [18].
- (a) Ilustração do sistema em funcionamento.
- (b) Sistema em funcionamento. 47
- Figura 17. Injeção de MQL internamente a ferramenta, conforme [19], [20].
- (a) Esquemático do funcionamento do sistema.
- (b) Foto da ferramenta com detalhe do sistema interno 48
- Figura 18. Intervalo de Máxima Eficiência, conforme [5]. v_{co} é a velocidade de corte de mínimo custo. v_{mp} é a velocidade de corte de máxima produção. 48
- Figura 19. IME em fabricação conforme [23]. 50
- Figura 20. Tempo de produção por peça como função da velocidade de corte, conforme [5]. 55
- Figura 21. Curva característica a partir da equação de Taylor conforme [23]. 56
- Figura 22. Custo por Peça X Velocidade de Corte, conforme [5]. 60

Figura 23. a) Fotografia do equipamento utilizado nos ensaios.	
b) Detalhe do sistema MQL.	63
Figura 24. Arranjo experimental de torneamento cilíndrico.	63
Figura 25. a) Estopa, becker e balança utilizados.	
b) Definição da massa do conjunto.	
c) Posicionamento do conjunto na máquina.	66
Figura 26. a) Ensaio número 1 $v_c = 425$ m/min.	
b) Ensaio número 4 $v_c = 375$ m/min.	
c) Ensaio número 7 $v_c = 325$ m/min.	
d) Ensaio número 10 $v_c = 275$ m/min	67
Figura 27. a) Ensaio número 2 $v_c = 425$ m/min.	
b) Ensaio número 5 $v_c = 375$ m/min.	
c) Ensaio número 8 $v_c = 325$ m/min.	
d) Ensaio número 11 $v_c = 275$ m/min.	68
Figura 28. a) Ensaio número 3 $v_c = 425$ m/min.	
b) Ensaio número 6 $v_c = 375$ m/min.	
c) Ensaio número 9 $v_c = 325$ m/min.	
d) Ensaio número 12 $v_c = 275$ m/min.	68
Figura 29. Tempo de vida da ferramenta em função da velocidade de corte com jorro de fluido abundante.	69
Figura 30. Tempo de vida da ferramenta em função da velocidade de corte com sistema MQL.	70
Figura 31. Tempo de vida da ferramenta em função da velocidade de corte para usinagem sem sistema de lubrificação/refrigeração.	70
Figura 32. Curva de Tempo de vida x velocidade de corte para jorro abundante.	71
Figura 33. Curva de Tempo de vida x velocidade de corte para jorro abundante dilogaritmizada.	71

Figura 34. Curva de Tempo de vida x velocidade de corte para MQL.	72
Figura 35. Curva de Tempo de vida x velocidade de corte para MQL dilogaritmizada.	72
Figura 36. Curva de Tempo de vida x velocidade de corte para ensaio sem lubrificação/refrigeração.	73
Figura 37. Curva de Tempo de vida x velocidade de corte para ensaio sem lubrificação/refrigeração dilogaritmizada.	73
Figura 38. a) $v_{mp} = 340,3$ m/min. b) $v_{co} = 259,9$ m/min. Com jorro abundante.	75
Figura 39. a) $v_{mp} = 305,00$ m/min. b) $v_{co} = 232,00$ m/min. Com MQL.	76
Figura 40. a) $v_{mp} = 312,74$ m/min. b) $v_{co} = 226,85$ m/min. Sem fluido.	76
Figura 41. Tempo de vida da ferramenta em função da velocidade de corte com jorro de fluido abundante. Com $v_{co} = 259,90$ m/min e $v_{mp} = 340,30$ m/min.	77
Figura 42. Tempo de vida da ferramenta em função da velocidade de corte com sistema MQL. Com $v_{co} = 232,00$ m/min e $v_{mp} = 305,00$ m/min.	77
Figura 43. Tempo de vida da ferramenta em função da velocidade de corte para usinagem sem sistema de lubrificação/refrigeração. Com $v_{co} = 226,85$ m/min e $v_{mp} = 312,74$ m/min.	77
Figura 44. Custo de usinagem por peça C_p em função da velocidade de corte para os três sistemas de lubrificação/refrigeração. Para v_{co} e v_{mp} .	85

LISTA DE TABELAS

Tabela 1. Propriedades químicas médias para o aço DIN 100Cr6 conforme referência [2].	63
Tabela 2. Procedimento experimental executado.	64
Tabela 3. Cálculo do desgaste V_b real para cada ensaio.	69
Tabela 4. Cálculo do coeficiente K e do expoente x para sistema com jorro de abundante de fluido.	71
Tabela 5. Cálculo do coeficiente K e do expoente x para sistema MQL.	72
Tabela 6. Cálculo do coeficiente K e do expoente x para ensaio sem lubrificação/ refrigeração.	73
Tabela 7. Velocidade de corte de máxima produtividade.	74
Tabela 8. Computo de valores para cálculo de C_2 e C_3 .	74
Tabela 9. Velocidade de corte de mínimo custo.	75
Tabela 10. Cálculo do desgaste v_b real para cada ensaio.	76
Tabela 11. Custos adicionais para cada sistema de lubrificação/refrigeração.	84

LISTA DE SIMBOLOS E ABREVIACOES

DIN	Deutsches Institut für Normung
SAE	Society of Automotive Engineers
ABNT	Associação Brasileira de Normas Técnicas
MQL	Mínima quantidade de lubrificante
$A\gamma$	Superfície de saída
$A\alpha$	Superfície principal de folga
$A'\alpha$	Superfície secundária de folga
S	Aresta principal de corte
S'	Aresta secundária de corte
Pr	Plano de referência da ferramenta
Po	Plano ortogonal da ferramenta
Pf	Plano admitido de trabalho
Pp	Plano dorsal da ferramenta
h	Ângulo da direção efetiva de corte
Pre	Plano de referência efetivo
Pse	Plano de corte efetivo
Poe	Plano ortogonal efetivo
Pfe	Plano de trabalho
Ppe	Plano dorsal efetivo
χ_r	Ângulo de posição da ferramenta
χ'_r	Ângulo de posição da aresta secundária da ferramenta
ϵ_r	Ângulo de ponta da ferramenta

λ_s	Ângulo de inclinação da ferramenta
γ_o	Ângulo de saída ortogonal da ferramenta
γ_f	Ângulo de saída lateral da ferramenta
γ_p	Ângulo de saída dorsal da ferramenta
β_o	Ângulo de cunha ortogonal da ferramenta
β_f	Ângulo de cunha lateral da ferramenta
β_p	Ângulo de cunha dorsal da ferramenta
α_p	Ângulo de folga dorsal da ferramenta
χ_{re}	Ângulo de posição efetivo
λ_{se}	Ângulo de inclinação efetivo
γ_{fe}	Ângulo de saída efetivo
β_{fe}	Ângulo de cunha efetivo
α_{fe}	Ângulo de folga efetivo
v_c	Velocidade de Corte
f	Avanço por volta
v_f	Velocidade de Avanço
a_p	Profundidade de Corte
t_c	Tempo de corte
l_f	Percurso de avanço
F_c	Força de corte
K_s	Pressão específica de corte
A	Área da secção de corte
P_c	Potência de corte
P_f	Potência de avanço

IME	Intervalo de máxima eficiência
v_{co}	Velocidade de mínimo custo
v_{mp}	Velocidade de máxima produção
t_{s1}	Posicionamento e fixação da peça
t_{a1}	Aproximação e posicionamento da ferramenta
t_c	Tempo de corte
t_{a2}	Afastamento a ferramenta
t_{s2}	Inspeção e retirada da peça
t_p	Tempo de preparação da máquina
t_{fi1}	Remoção da ferramenta para afiação
t_{fa}	Afiação da ferramenta
t_{fi2}	Recolocação da ferramenta afiada
Z	Lote de peças
Z_t	Número de peças usinadas por intervalo de reafiação
n_t	Número de reafiações para obtenção do lote Z de peças
T	Vida da ferramenta = intervalo entre afiações
P_h	Produção horária em peças por hora
C_p	Custo por peça
C_{mp}	Custo de matéria prima direta
C_{mpi}	Custo de matéria prima indireta
C_{mo}	Custo de mão de obra
C_{vi}	Custos indiretos
v_{mi}	Valor inicial da máquina
m	Idade da máquina
M	Vida prevista da máquina

J	Taxa de juros anuais
C_{mc}	Custo da conservação da máquina
E_m	Espaço ocupado
C_c	Custo do local
E_c	Energia consumida
H	Horas trabalhadas por ano
C_m	Custo máquina por hora
C_F	Custo de ferramenta por peça
C_{Ft}	Custo da ferramenta por reafiação
W	Número de reafiações que a ferramenta permite
C_{Fi}	Valor inicial da ferramenta
C_i	Custos administrativos
C_{mo}	Custo de mão de obra
C_H	Custo de uma hora de máquina
C_p	Tempo total de usinagem por peça
C_1	Custos independentes da velocidade de corte
C_2	Soma dos custos com mão de obra e com máquina
C_3	Custos relativos à ferramenta
β	Total de horas de utilização da máquina
C_{troca}	Custo de troca do fluido
C_{rep}	Custo de reposição do fluido
C_{cons}	Custo de óleo consumido
C_{inv}	Custo do investimento
C_{man}	Custo de manutenção

1 INTRODUÇÃO

Atualmente o Brasil figura como um dos maiores produtores de aços especiais para construção mecânica do mundo, sendo destaque o fato da maior parte desta demanda estar voltada para o mercado interno ^[1]. A produção deste tipo de aço para indústria automotiva chega a representar 70% da produção siderúrgica ^[1] nacional. Dentre estes aços figura com destaque o aço DIN 100Cr6, SAE 52100 ou ABNT 52100, por seu uso na fabricação de componentes de mancais de rolamentos ou quando há necessidade do uso de um aço com alta temperabilidade conforme citado por Chiaverini ^[6]. Este também é um material que possui alta dureza e boa resistência à corrosão ^[2].

Na constante procura por uma atuação mais competitiva, a indústria automotiva busca cada vez mais processos produtivos eficazes com menores custos operacionais. Entre estes processos, o torneamento tem grande destaque, uma vez que é responsável pela fabricação de peças essenciais para a indústria como: eixos, pistas internas e externas de rolamentos, engrenagens, válvulas, virabrequins, polias, pistões, entre outros.

Esta busca tem como resultado um aumento da produção. Uma das formas de se aumentar a produção é o aumento dos parâmetros de corte no processo de usinagem. Porém, este aumento de velocidade acarreta em maiores temperaturas na região de interação entre a peça e a ferramenta ^[7]. Estas altas temperaturas diminuem a vida da ferramenta devido aos efeitos do calor, causando dilatações e erros nas dimensões do produto final usinado devido às deformações mecânicas que ocorrem em altas velocidades e dilatações de origem térmica. ^[7]

Para minimizar o problema das altas temperaturas na região de corte, além de novas tecnologias de produção de ferramentas, também são empregados tradicionalmente fluidos de corte que tem função de refrigeração e lubrificação da zona de interação entre peça e ferramenta. Existem basicamente três tipos de refrigeração/lubrificação: refrigeração abundante, Mínima Quantidade de Lubrificante (MQL) e ausência de refrigeração (seco). A refrigeração abundante é a mais eficiente na extração do calor da usinagem, no entanto, esta carrega consigo o ônus da utilização sem critérios deste fluido, relacionados ao desperdício, às

possíveis reações adversas que podem ocorrer com o operador e o pós-processamento deste fluido, quando da sua substituição (tratamento do descarte do fluido refrigerante). O sistema MQL, trabalha em um regime de operação que permite menor desperdício, pois o fluido é pulverizado diretamente na região de corte em pequenas quantidades, no entanto, este tem sua capacidade de retirada de calor inferior ao sistema anteriormente citado, com o incômodo de gerar uma forte névoa quando utilizado, além da adição de um novo equipamento à máquina ferramenta (bomba de MQL). Além disso, há o ruído adicional do sistema de pulverização. Na usinagem a seco não existem os inconvenientes e ônus do pré e pós-tratamento do fluido, no entanto também não há retirada do calor gerado na usinagem, causando os danos anteriormente citados. Para este último sistema, a extração do calor é usualmente feita pelo próprio cavaco cortado.

Deve se lembrar que o fluido de corte não pode ser simplesmente descartado no ambiente devido aos impactos ambientais causados por estes fluidos. O principal foco destes impactos são os danos à saúde do operador e aos recursos hídricos ^[8]. Para avaliar os impactos gerados pelos fluidos de corte, deve se considerar a atmosfera interna e a externa. Na atmosfera interna os efeitos refletem-se diretamente na saúde do operador em problemas como doenças respiratórias e de pele. Na atmosfera externa pode se considerar que a névoa gerada no processo de usinagem pode ser eliminada para o ambiente por exaustores, o que aumenta a concentração de poluentes em suspensão. Além disso, os resíduos sólidos e líquidos descartados incorretamente têm impactos diretos no solo e na água ^[8].

Os primeiros estudos econômicos sobre a racionalização do trabalho em busca da maximização da produção e a minimização dos custos foram realizados no início do século XX pelo engenheiro Frederik Winslow Taylor ^[9]. Taylor desenvolveu trabalhos de engenharia na área de melhorias da eficiência industrial, estudos a respeito de técnicas de racionalização do trabalho dos operários, preconizando a prática da divisão do trabalho. A característica mais marcante do estudo de Taylor é a busca de uma organização científica do trabalho, enfatizando tempos e métodos, por isso é visto como precursor da Teoria da Administração Científica ^[9].

Taylor ^[5] desenvolveu, a partir de observações práticas, um modelo matemático que relaciona a vida em tempo da ferramenta de corte com a velocidade

de corte usada no processo. A partir deste modelo, tem-se com a mudança da velocidade de corte a formação de um intervalo de operação chamado “intervalo de máxima eficiência”, condição esta que consolida o estudo analítico do processo de usinagem sob a ótica técnica e econômica.

1.1 Objetivo

Neste trabalho foram avaliadas as condições econômicas em torneamento cilíndrico do aço DIN 100Cr6 com diferentes sistemas de refrigeração/lubrificação e diferentes velocidades de corte, utilizando para isso a formulação matemática proposta por Frederik Winslow Taylor ^[21].

Utilizando esta avaliação será feita à análise econômica da usinagem do aço DIN 100Cr6, nas três diferentes condições de refrigeração/lubrificação, sendo elas jorro abundante de lubrificante, mínima quantidade de lubrificante (MQL) e usinagem sem refrigeração/lubrificação (seco).

Por meio da medição do desgaste da ferramenta de corte, serão determinados os parâmetros de Taylor que estabelecerão as velocidades de corte de mínimo custo (v_{co}) e as velocidades de corte de máxima produtividade (v_{mp}), assim pretende-se determinar o intervalo de máxima eficiência para os diferentes sistemas de refrigeração/lubrificação.

Terminada esta primeira parte as velocidades v_{co} e v_{mp} serão re-ensaiadas e serão levantados os custos pertinentes a cada um dos sistemas de refrigeração/lubrificação, com esta avaliação poder-se-á avaliar qual dos sistemas tem o menor custo para uma mesma operação.

2 REVISÃO DA LITERATURA

2.1 Processos de fabricação por usinagem

Os processos de fabricação podem ser divididos em vários grupos como, por exemplo: fundição, soldagem, pintura, montagem, conformação e usinagem.

Usinagem é definida como a operação de conferir a uma peça formato, dimensão, acabamento ou uma combinação de qualquer destes três itens por meio da retirada de material em forma de cavaco.

Esta pode se dividir em: usinagem com ferramenta de geometria definida, usinagem com ferramenta de geometria não definida e processos não convencionais de usinagem.

Nos processos de usinagem com ferramenta de geometria definida, as dimensões e forma das ferramentas são normalizadas e padronizadas. Fazem parte deste grupo processos como: torneamento, fresamento, furação, rosqueamento, alargamento, brochamento, serramento, limagem e aplainamento.

Já nos processos de usinagem com ferramenta de corte com geometria não definida ou ferramentas abrasivas, a retirada se dá pela ação de grãos abrasivos disformes de alta dureza postos em interferência contra a superfície da peça. Fazem parte deste grupo processos como: retificação, brunimento, lapidação, lixamento, polimento, jateamento e tamboreamento.

Na usinagem por processos não convencionais, a remoção de material ocorre por meio térmico (laser, plasma), eletroerosão por faíscamento (EDM – Electro Discharge Machining), remoção química (ECM – Electro Chemical Machining), remoção eletroquímica (ECDM – Electro Chemical Discharge Machining), remoção por ultra-som, jato d'água, ou mesmo, fluxo abrasivo e feixe de elétrons ^[9].

2.2 Torneamento

Torneamento é o processo de usinagem de uma peça com o objetivo de se obter perfil de revolução interno ou externo. No torneamento cilíndrico a peça gira em torno do eixo principal da máquina e a ferramenta se desloca numa trajetória no mesmo plano no referido eixo. O torneamento utiliza tradicionalmente ferramentas monocortantes ^[3].

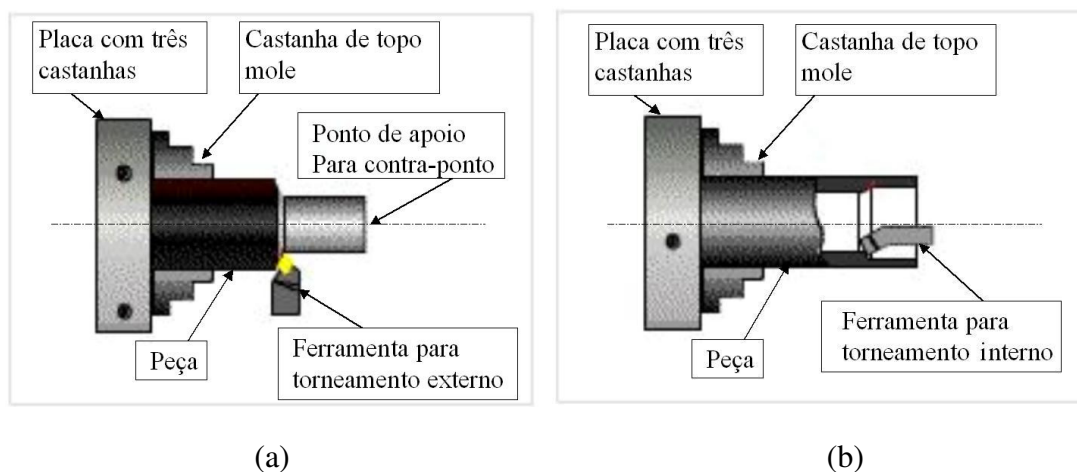


Figura 1. Ilustrações de torneamento. (a) cilíndrico externo e (b) torneamento cilíndrico interno, adaptado de [4].

As operações de torneamento se dividem, na maioria das aplicações industriais como sendo: desbaste, pré-acabamento e acabamento final.

O desbaste é operação que visa altas taxas de remoção de material, para isso utiliza alta profundidade de corte e avanço da ferramenta, resultando normalmente em uma baixa qualidade superficial (alta rugosidade média) e grande calor produzido.

O pré-acabamento é uma operação intermediária que usualmente opera sob as mesmas condições de corte do acabamento, porém a ferramenta de corte remove uma parcela de material que ainda não permite a obtenção de acabamento ou dimensão adequada.

O acabamento é a operação com baixa profundidade de corte e um pequeno avanço da ferramenta, proporcionando baixa rugosidade e com isto bom acabamento superficial, além de tolerância dimensional e geométrica em um campo mais restrito.

Conforme citado na introdução, o torneamento utiliza ferramenta de corte monocortante, ou seja, possuem uma única superfície de saída, e com geometria definida. Cada par material de ferramenta/material da peça tem uma geometria de corte apropriada. Esta geometria influencia na formação do cavaco, no fluxo de cavaco, nas forças de corte, no desgaste da ferramenta e na qualidade final do trabalho ^[10].

2.3 Condições geométricas do torneamento cilíndrico

2.3.1 Partes construtivas de uma ferramenta

As ferramentas de usinagem apresentam geralmente as seguintes partes construtivas ^[5]:

Parte de corte: parte ativa da ferramenta constituída pelas suas cunhas de corte. A parte ativa da ferramenta é constituída ou fixada sobre um suporte ou cabo, por meio do qual é possível fixar a ferramenta para construção, afiação, reparo, controle e trabalho.

Cunha de corte: é a cunha da ferramenta, formada pela intersecção das superfícies de saída e de folga. Como pode ser visto na Fig. (2).

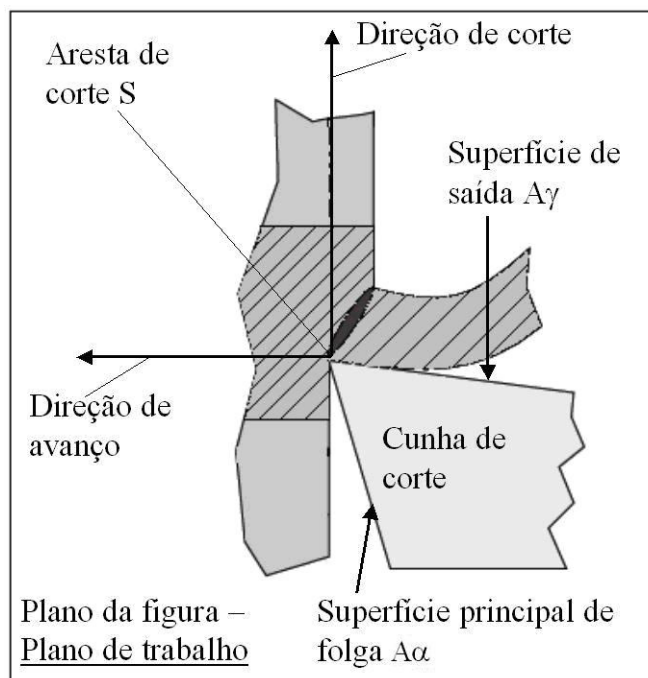


Figura 2. Cunha de corte da ferramenta de torneamento, adaptado de [10].

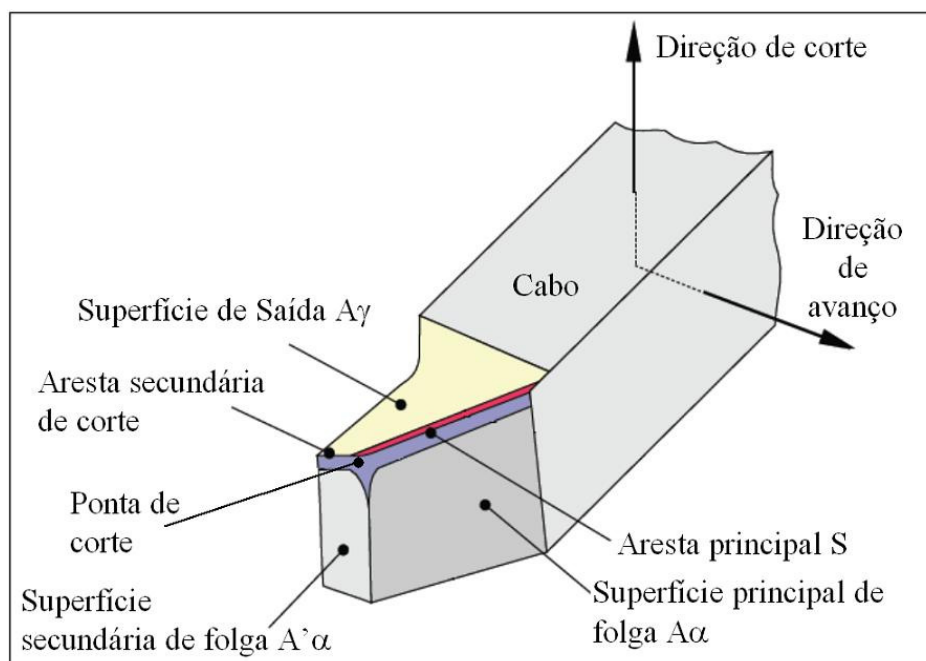


Figura 3. Arestas de corte e superfícies da parte de corte de uma ferramenta de torneamento, adaptado de [10].

Superfície de saída ($A\gamma$): é a superfície da cunha de corte sobre a qual o cavaco é formado e sobre a qual o cavaco escoa durante sua saída da região do trabalho de usinagem. Como pode ser visto nas Figs. (2) e (3).

Superfície principal de folga ($A\alpha$): é a superfície da cunha de corte da ferramenta que contém sua aresta principal de corte e que defronta com a superfície em usinagem principal. Como pode ser visto nas Figs. (2) e (3).

Superfície secundária de folga ($A'\alpha$): é a superfície da cunha de corte da ferramenta que contém sua aresta de corte secundária e que defronta com a superfície em usinagem secundária. Como pode ser visto nas Figs. (2) e (3).

Aresta principal de corte S: é a aresta da cunha de corte formada pela intersecção das superfícies de saída e de folga principal como pode ser visto na figura 2. Gera na peça a superfície em usinagem principal mostrado na Fig. (3).

Aresta secundária de corte S': é a aresta da cunha de corte formada pela intersecção das superfícies de saída e de folga secundária. Gera na peça a superfície em usinagem secundária ver Fig. (3).

Ponta de corte: é a parte da cunha de corte onde se encontram as arestas principal e secundária de corte, como visto na Fig. (3). A ponta de corte pode ser a intersecção das arestas, ou a concordância das duas arestas através de um arredondamento ou de um chanfro.

2.3.2 Sistema de referência da ferramenta

Para a definição e descrição dos ângulos da parte de corte são necessários um sistema de referência e um sistema de referência efetivo. Cada um destes sistemas é constituído por três planos ortogonais entre si.

Os planos ortogonais que determinam o sistema de referência da ferramenta [5] pode ser visto na Fig. (4).

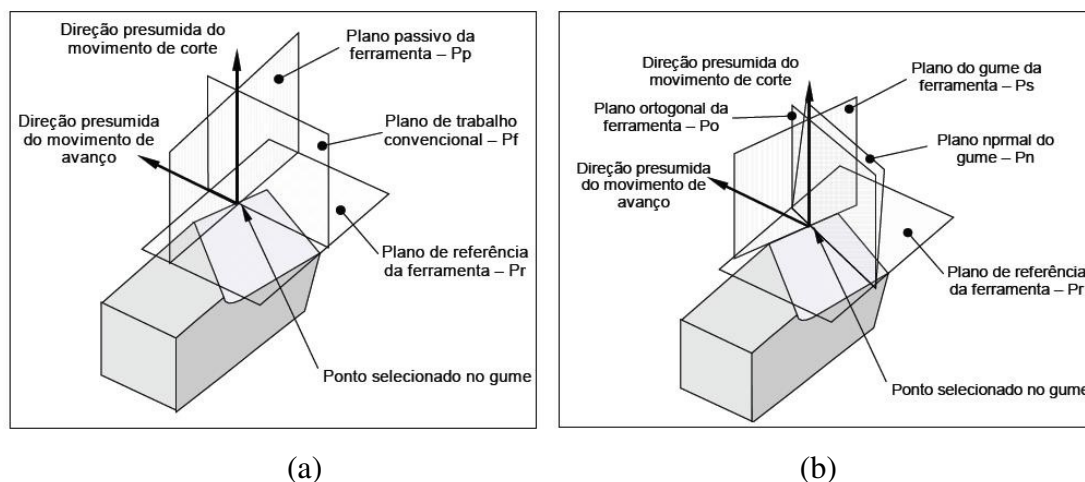


Figura 4. Planos do sistema de referência da ferramenta de torneamento.

(a) planos referenciados na ferramenta e (b) planos referenciados na máquina, conforme [10].

Plano de referência da ferramenta (Pr): é o plano que, passando pelo ponto de corte escolhido, é perpendicular à direção admitida de corte. A direção admitida de corte é escolhida de maneira que o plano de referência da ferramenta (Pr) seja paralelo ou perpendicular a uma superfície ou eixo da ferramenta, ou ainda, que contenha ou coincida com referida superfície ou eixo. Em ferramentas de barra como é o caso do torneamento, o plano de referência é paralelo ao plano de apoio da ferramenta como pode ser observado na Fig. (4).

Plano de corte da ferramenta (Ps): é o plano que, passando pelo ponto de corte escolhido, é tangente ou contém a aresta de corte e é perpendicular ao plano de referência da ferramenta (Pr).

Plano ortogonal da ferramenta (Po): é o plano que passando pelo ponto de corte escolhido é perpendicular aos planos de referência da ferramenta (Pr) e de corte da ferramenta (Ps).

Plano admitido de trabalho (Pf): é o plano que passando pelo ponto de corte escolhido é perpendicular ao plano de referência da ferramenta (Pr) e paralelo a direção admitida de avanço. A direção admitida de avanço é escolhida de maneira que o plano admitido de trabalho na ferramenta (Pf) seja paralelo ou perpendicular a uma superfície ou eixo da ferramenta. Para o uso da ferramenta, sem a utilização de calços e dispositivos que afastem a direção de avanço de sua direção óbvia, as direções de avanço e admitida de avanço coincidirão e o plano admitido de trabalho resultará paralelo à própria direção do avanço.

Plano dorsal da ferramenta (Pp): plano passando pelo ponto de corte escolhido é perpendicular aos planos de referência da ferramenta (Pr) e admitido de trabalho (Pf).

2.3.3 Sistema efetivo de referência

Se os sistemas de referência da ferramenta e efetivo tiverem como suas origens o mesmo ponto de corte escolhido (e não existem motivos que justifiquem a escolha de pontos distintos), a única diferença entre os dois sistemas, será devido à rotação de um em relação ao outro. No primeiro, o plano de referência da ferramenta é perpendicular à direção de corte (ou direção admitida de corte) e, no segundo, o plano efetivo de referência é perpendicular à direção efetiva de corte. Com isso, um sistema está rotacionado em relação ao outro de um ângulo igual ao ângulo da direção efetiva de corte (h). A partir disso, os planos do sistema efetivo de referência serão definidos de forma similar àquela dos planos do sistema de referência da ferramenta ^[5]. São eles:

Plano de referência efetivo (Pre): é o plano que passando pelo ponto de corte escolhido, é perpendicular à direção efetiva de corte.

Plano de corte efetivo (Pse): é o plano que passando pelo ponto de corte escolhido, é tangente à aresta de corte e perpendicular ao plano de referência efetivo (Pre).

Plano ortogonal efetivo (Poe): é o plano que passando pelo ponto de corte escolhido, é perpendicular aos planos de referência efetivo (Pre) e de corte efetivo (Pse).

Os planos auxiliares no sistema efetivo de referência são:

Plano de trabalho (Pfe): é o plano que passando pelo ponto de corte escolhido, contém as direções efetiva de corte e de avanço.

Plano dorsal efetivo (Ppe): é o plano que passando pelo ponto de corte escolhido, é perpendicular aos planos de referência efetivo (Pre) e de trabalho (Pfe).

2.3.4 Ângulos da parte de corte

Os ângulos da parte de corte destinam-se à determinação da posição e da forma da cunha de corte.

Serão definidos os ângulos do sistema de referência da ferramenta e os ângulos do sistema de referência efetivo. No sistema de referência da ferramenta os ângulos são identificados com o acréscimo da palavra ferramenta e no sistema de referência efetivo é adicionada à palavra efetivo ^[5].

Os ângulos são designados com letras gregas e recebem um identificador do plano e do sistema de referência sobre o qual são medidos. Todos os elementos (planos, ângulos, etc), referidos à aresta secundária de corte, deverão ser qualificados pelo adjetivo “secundário” e deverão ter seus símbolos acrescidos de um apóstrofo (').

Os ângulos poderão ser positivos ou negativos. Uma regra geral prática, para a atribuição do sinal ao ângulo, é analisar a posição relativa entre o plano do sistema de referência que o define e a cunha da ferramenta, no ponto de corte escolhido: “quando o plano do sistema de referência não cortar a cunha, o ângulo será positivo” ^[5].

Quando não houver possibilidade de troca com o ângulo efetivo, a palavra ferramenta pode ser omitida. Os ângulos da ferramenta referem-se ao ponto de corte escolhido. Os principais ângulos são:

Ângulo de posição da ferramenta (χ_r): é o ângulo entre o plano de corte da ferramenta (Ps) e o plano admitido de trabalho (Pf), medido sobre o plano de referência da ferramenta (Pr). Fig. (5) e Fig. (7).

Ângulo de posição da aresta secundária da ferramenta (χ'_r): é o ângulo entre o plano de corte secundário da ferramenta (P's) e o plano admitido de trabalho (Pf). Fig. (5) e Fig. (7).

Ângulo de ponta da ferramenta (ϵ_r): é o ângulo entre os planos principal de corte (Ps) e secundário de corte (P's), medido sobre o plano de referência da ferramenta. Fig. (5) e Fig. (7).

Ângulo de inclinação da ferramenta (λ_s): é o ângulo entre a aresta de corte e o plano de referência da ferramenta (Pr), medido sobre o plano de corte da ferramenta (Ps). Fig. (7).

Ângulo de saída da ferramenta Fig. (6): é o ângulo entre a superfície da saída ($A\gamma$) e o plano de referência da ferramenta (Pr). Pode ser definido sobre um dos planos: plano ortogonal da ferramenta (Po) e será, neste caso, o ângulo de saída ortogonal da ferramenta (γ_o) Fig. (7), ou plano admitido de trabalho (Pf), quando será o ângulo de saída lateral da ferramenta (γ_f) Fig. (6) e Fig. (7), ou ainda plano dorsal da ferramenta (Pp), quando será o ângulo de saída dorsal da ferramenta (γ_p) Fig. (7).

Ângulo de cunha da ferramenta Fig. (6): é o ângulo entre as superfícies de saída ($A\gamma$) e de folga ($A\alpha$). Pode ser definido num dos planos: plano ortogonal da ferramenta (Po) e será, neste caso, o ângulo de cunha ortogonal da ferramenta (β_o) Fig. (7), ou plano admitido de trabalho (Pf) quando será o ângulo de cunha lateral da ferramenta (β_f) Fig. (6) e Fig. (7), ou ainda plano dorsal da ferramenta (Pp), quando será o ângulo de cunha dorsal da ferramenta (β_p) Fig. (7).

Ângulo de folga da ferramenta Fig. (7): é o ângulo entre a superfície de folga ($A\alpha$) e o plano de corte da ferramenta (Ps). Pode ser definido sobre um dos planos: plano ortogonal da ferramenta (α_o) Fig. (7), ou o plano admitido de trabalho (Pf), quando será o ângulo de folga lateral da ferramenta (α_f) Fig. (6) e Fig. (7) ou ainda, plano dorsal da ferramenta (Pp), quando será o ângulo de folga dorsal da ferramenta (α_p) Fig. (7).

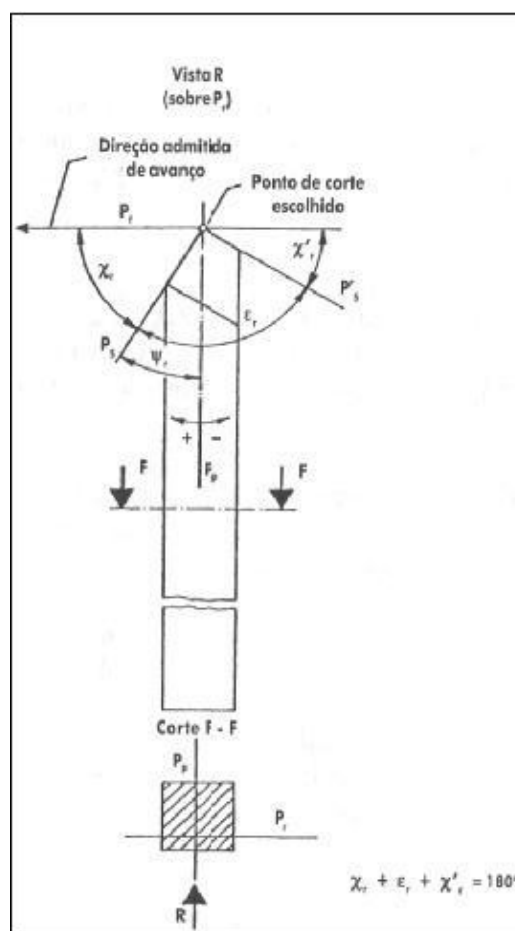


Figura 5. Ângulos de localização das arestas de corte no sistema de referência da ferramenta, para torneamento cilíndrico conforme [5].

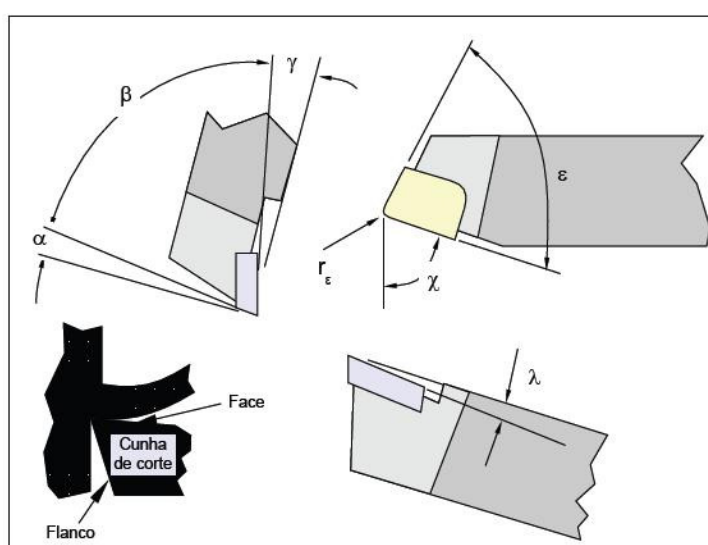


Figura 6. Ângulo de saída, de cunha e de folga da ferramenta conforme [10].

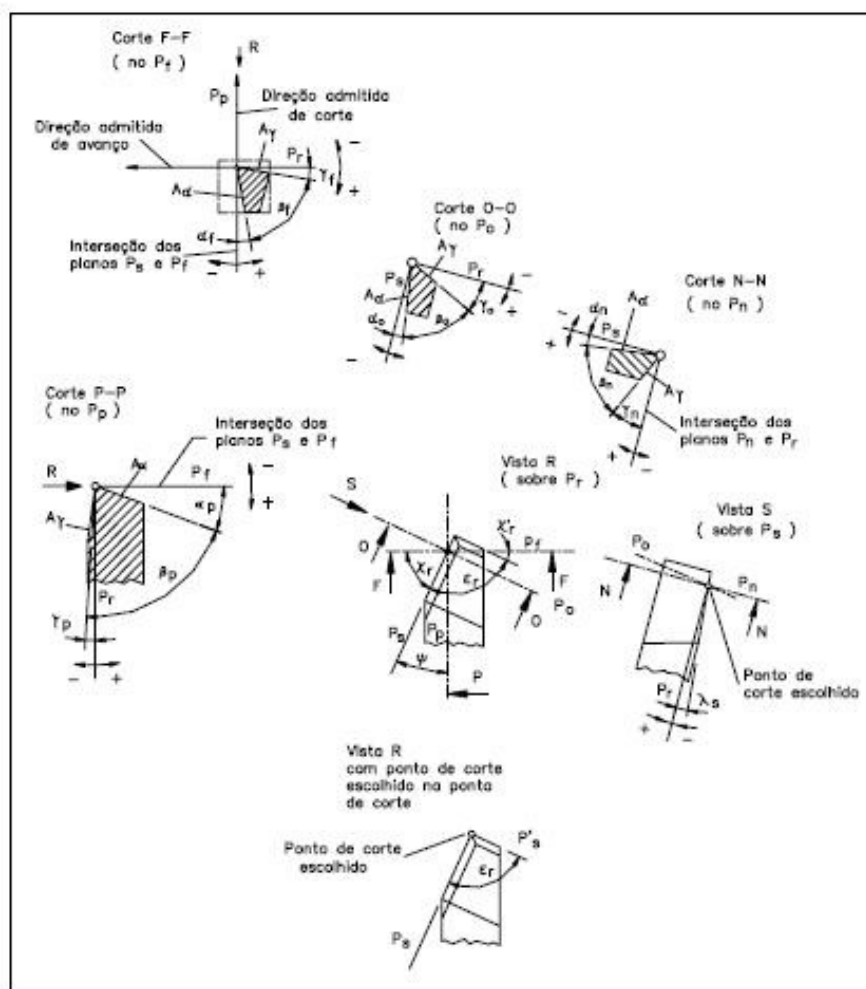


Figura 7. Ângulos de uma ferramenta de torneamento.

2.3.5 Ângulos da parte de corte no sistema efetivo de referência

A cada ângulo do sistema de referência da ferramenta corresponde um ângulo do sistema efetivo de referência, cuja definição é similar àquela utilizada para definição dos ângulos no sistema de referência da ferramenta. Assim, para o sistema efetivo de referência são definidos os seguintes ângulos^[5]:

Ângulo de posição efetivo (χ_{re}): é o ângulo entre o plano de trabalho (P_{fe}) e o plano efetivo de corte (P_{se}), medido sobre o plano efetivo de referência.

Ângulo de inclinação efetivo (λ_{se}): é o ângulo entre a aresta principal de corte (S) e o plano efetivo de referência (P_{re}), medido sobre o plano efetivo de corte (P_{se}).

Ângulo de saída efetivo: é o ângulo entre a superfície de saída ($A\gamma$) e o plano efetivo de referência (Pre). O ângulo de saída pode ser (γ_{oe}), medido sobre o plano efetivo ortogonal (Poe), ou (γ_{fe}), medido sobre o plano de trabalho (Pfe), ou ainda, (γ_{pe}), medido sobre o plano efetivo dorsal (Ppe).

Ângulo de cunha efetivo: é o ângulo entre a superfície de folga ($A\beta$) e a superfície de saída ($A\gamma$). O ângulo de cunha pode ser (β_{oe}), medido sobre o plano efetivo ortogonal (Poe), ou (β_{fe}), medido sobre o plano de trabalho (Pfe), ou ainda, (β_{pe}), medido sobre o plano efetivo dorsal (Ppe).

Ângulo de folga efetivo: é o ângulo entre a superfície de folga ($A\beta$) e o plano efetivo de corte (Pse). O ângulo de folga pode ser (α_{oe}), medido sobre o plano efetivo ortogonal (Poe), ou (α_{fe}), medido sobre o plano de trabalho (Pfe), ou ainda, (α_{pe}), medido sobre o plano efetivo dorsal (Ppe).

2.3.6 Relação entre ângulos da ferramenta

Para os ângulos de folga, de cunha e de saída definidos nos planos ortogonal da ferramenta (Po), admitido de trabalho (Pf) e dorsal da ferramenta (Pp), valem as seguintes relações ^[5]:

$$\alpha_o + \beta_o + \gamma_o = 90^\circ \quad (1)$$

$$\alpha_f + \beta_f + \gamma_f = 90^\circ \quad (2)$$

$$\alpha_p + \beta_p + \gamma_p = 90^\circ \quad (3)$$

2.4 Condições cinemáticas do torneamento cilíndrico

As condições dinâmicas do torneamento são compostas pelos movimentos que permitem a ocorrência do processo de usinagem. Por convenção, tais movimentos consideram que a peça está parada e, portanto, todo o movimento é realizado pela ferramenta, este procedimento permite a padronização dos sinais algébricos aos movimentos, sempre tendo como referência a peça.

Os movimentos podem ser classificados como ativos ou passivos ^[5] e estes são ilustrados na Fig. (8).

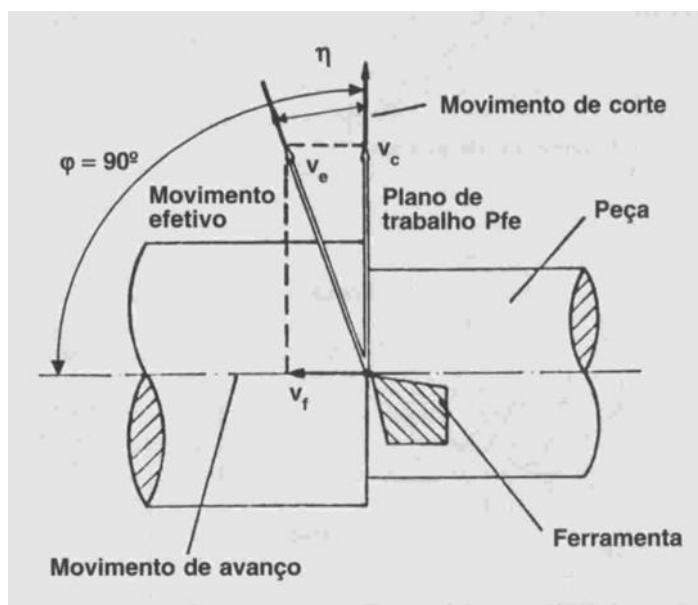


Figura 8. Direção dos movimentos de corte, de avanço e efetivo no torneamento. Ângulos de direção de avanço ϕ , da direção efetiva η e Plano de trabalho, conforme [5].

Os movimentos ativos são aqueles que promovem remoção de material, sendo estes [5]:

Movimento de corte: é o movimento entre a ferramenta e a peça que, sem a ocorrência concomitante do movimento de avanço provoca a remoção de cavaco durante uma única rotação ou um curso da ferramenta, conforme Fig. (8).

Movimento de avanço: é o movimento entre a ferramenta e a peça que, juntamente com o movimento de corte, possibilita uma remoção contínua ou repetida do cavaco, durante várias rotações ou cursos da ferramenta. O movimento de avanço pode ser contínuo, como no caso do torneamento e da furação, ou intermitente, como no caso do aplainamento, conforme Fig. (8).

Movimento efetivo de corte: é o movimento entre a ferramenta e a peça, a partir do qual resulta o processo de usinagem. Quando o movimento de avanço é contínuo, o movimento efetivo é o resultante da composição dos movimentos de corte e de avanço. Quando o movimento de avanço é intermitente, o movimento efetivo é o próprio movimento de corte, conforme Fig. (8).

Os movimentos passivos são aqueles que, apesar de fundamentais para a realização do processo de usinagem, não promovem remoção de material ao ocorrerem, sendo estes [5]:

Movimentos de ajuste: é o movimento entre a ferramenta e a peça, no qual é pré-determinada a espessura da camada de material a ser removida. Nos processos de sangramento, furação e brochamento, este movimento não ocorre, pois a espessura de material a ser removida está definida pela geometria da ferramenta.

Movimento de correção: é o movimento entre a ferramenta e a peça, empregando para compensar alterações de posicionamento devidas, por exemplo, ao desgaste da ferramenta, variações térmicas, deformações plásticas, entre outras, que normalmente incidem durante a ocorrência do processo.

Movimento de aproximação: é o movimento entre a ferramenta e a peça, com o qual a ferramenta, antes do início da usinagem é aproximada da peça.

Movimento de recuo: é o movimento entre a ferramenta e a peça, com a qual a ferramenta, após a usinagem é afastada da peça.

Tanto os movimentos ativos como os passivos são importantes, pois a eles estão associados tempos que, somados, resultam no tempo total de fabricação.

2.5 *Parâmetros de usinagem para o torneamento*

Sejam as seguintes grandezas pertinentes ao processo de torneamento:

Velocidade de Corte (v_c): é a velocidade periférica (tangencial) da ponta da ferramenta em relação à peça. Esta velocidade é o resultado do deslocamento da ferramenta diante da peça, considerando o tempo, para operações como aplainamento e brochamento, no qual o movimento de corte e de avanço não ocorrem concomitantemente. Para processos nos quais os movimentos de avanço e de corte ocorrem concomitantemente, caso este do torneamento, fresamento ou furação, a velocidade de corte é a velocidade tangencial instantânea resultante da rotação da ferramenta em torno da peça, conforme observado na Fig. (8).

$$v_c = \frac{\pi \cdot d \cdot n}{1000} \quad [\text{m/minuto}] \quad (4)$$

Onde: d = diâmetro da peça [mm]

n = rotação [rpm]

Avanço por volta (f): é o deslocamento que a ferramenta de corte ou a peça faz em uma volta ou em cada curso da ferramenta conforme ilustrado na Fig. (9).

$$f = \frac{\Delta s}{\text{rotação}} \quad [\text{mm/rotação}] \quad (5)$$

Onde: Δs = percurso realizado longitudinalmente no intervalo de tempo corresponde a uma revolução da peça. [mm].

Velocidade de Avanço (v_f): é o produto do avanço pela rotação da ferramenta, observado na Fig. (8) e Fig (9). Esta grandeza indica a velocidade de translação da ferramenta em função dos parâmetros tecnológicos v_c e f .

$$v_f = f \cdot \frac{1000 \cdot v_c}{\pi \cdot d} \quad [\text{mm/minuto}] \quad (6)$$

Profundidade de Corte (a_p): é a medida linear da profundidade ou largura de penetração que a ferramenta faz na peça em cada passe. No torneamento cilíndrico e de faceamento, fresamento e retificação, a_p é denominado profundidade de corte. Na furação em cheio a_p corresponde à metade do diâmetro da broca. Essa grandeza pode ser observada na Fig. (9). Sendo “D” o diâmetro inicial e “d” o diâmetro final dados em mm.

$$a_p = \frac{D - d}{2} \quad [\text{mm}] \quad (7)$$

Tempo de corte (t_c): este parâmetro resume a totalidade dos tempos ativos, pois ele representa o tempo em que os movimentos de corte e ou de avanço estão efetivamente ocorrendo.

$$t_c = \frac{\pi \cdot d \cdot l_f}{1000 \cdot f \cdot v_c} \quad [\text{min}] \quad (8)$$

Sendo l_f o percurso de avanço dado em mm.

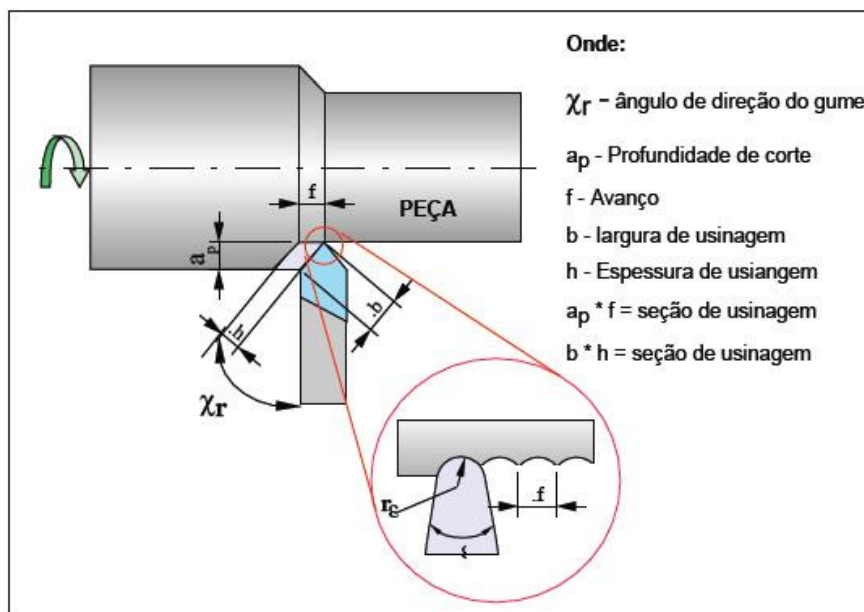


Figura 9. Superfícies, grandezas de corte e largura nominal de corte b no torneamento cilíndrico, conforme [10].

Força de corte (F_c): a força de corte pode ser expressa pela multiplicação da pressão específica de corte (K_s) que é uma constante relacionada com o material e a área da secção de corte (A). Essa força é ilustrada na Fig. (10).

$$F_c = K_s \cdot A \quad [\text{N}] \quad (9)$$

Assumindo $\chi_r = 90^\circ$

A área da secção de corte pode ser calculada por: $A = b \cdot h = a_p \cdot f$

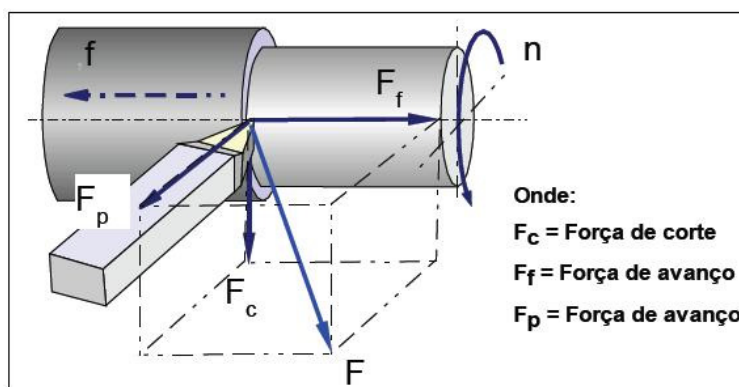


Figura 10. Forças de usinagem e suas diversas componentes na operação de torneamento, conforme [10].

Potência de corte (P_c): é a potência empregada pela máquina ferramenta para girar o eixo-árvore e executar o movimento de corte.

$$P_c = \frac{F_c \cdot v_c}{60 \cdot 10^3} \quad [\text{kW}] \quad (10)$$

Potência de avanço (P_f): é a potência empregada pela máquina ferramenta para girar o eixo-árvore e executar o movimento de avanço.

$$P_f = \frac{F_f \cdot v_f}{60 \cdot 10^6} \quad [\text{kW}] \quad (11)$$

2.6 *Mecânica da deformação no processo de usinagem*

No processo de usinagem tem-se uma grande taxa de deformação para que ocorra o ciclo compressão-cisalhamento que resulta na formação efetiva do cavaco ^{[11] [12]}.

O processo de deformação permanente inicia-se assim que o limite de escoamento do material é ultrapassado, ou seja, ocorre uma deformação denominada plástica. Esta deformação poderá ser por escorregamento ou por maclação. O processo de usinagem é um processo de grandes deformações sob volumes reduzidos e os parâmetros deformação, taxa de deformação e temperatura são os principais para o entendimento da formação do cavaco ^[12].

Uma importante colocação a ser feita em relação às tensões que irão gerar a deformação plástica, é que a origem desta deverá ser cisalhante ^[11]. Entretanto, nem sempre as tensões aplicadas são de cisalhamento puro, o que leva à necessidade da decomposição das tensões atuantes sobre os planos de escorregamento ou de maclação.

O cristal metálico sofre um processo de endurecimento quando deformado plasticamente ^[13]. Esse fenômeno de endurecimento por deformação plástica, que é denominado encruamento, pode ser representado numa curva tensão de cisalhamento versus deformação tangencial em que se observa a elevação da tensão com o aumento da deformação. A inclinação da curva define a taxa de encruamento, isto é, estabelece o aumento da tensão para uma dada variação de deformação.

Outro ponto importante neste estudo da mecânica da formação do cavaco é o atrito. O cavaco, por definição, é algo com uma forma geométrica característica, porém não definida, logo sua superfície é irregular e com alta rugosidade média, facilitando assim o inter-travamento das asperezas da ferramenta e as asperezas do cavaco. Este inter-travamento é o causador da força de atrito, tendo como consequência um desgaste maior da ferramenta e uma maior dissipação de energia em forma de calor. A Fig. (11) ilustra a condição de formação do cavaco e as formas de dissipação de energia que ocorrem na usinagem (atrito, ruído, calor e desgaste).

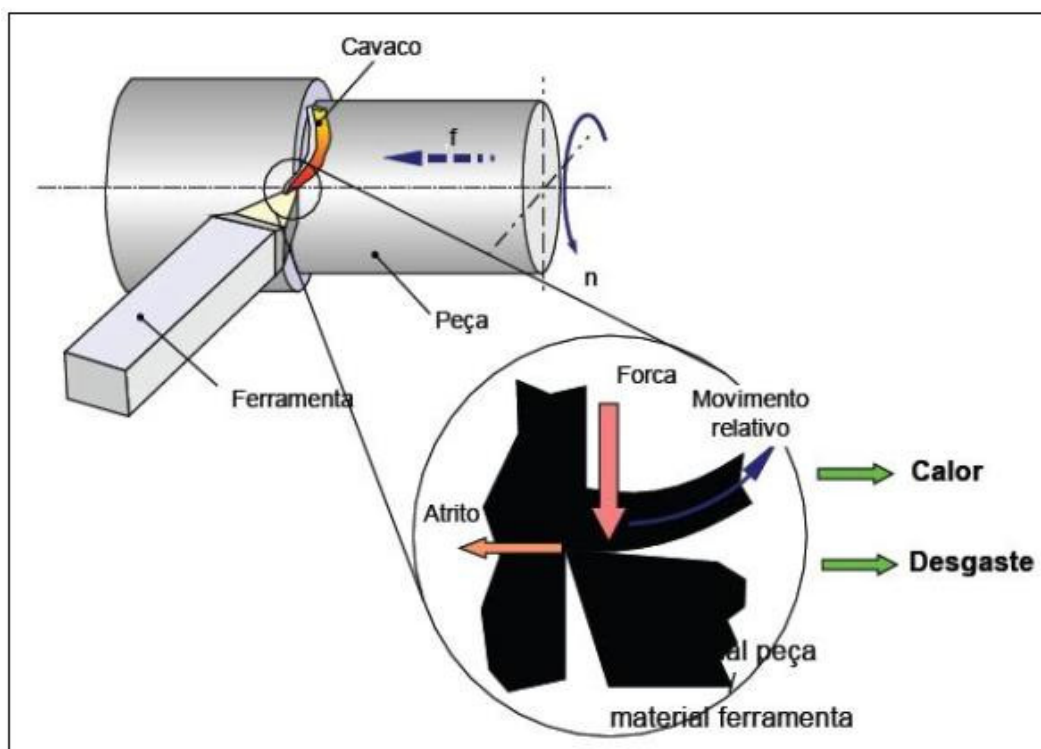


Figura 11. Mecânica da deformação no processo de torneamento, conforme [10].

2.7 Condições tribológicas aplicadas ao processo de usinagem

Para a análise das condições tribológicas aplicadas ao processo, faz-se necessário o entendimento em escala microscópica das condições de lubrificação que poderão ocorrer durante a formação do cavaco [16].

Inicia-se o entendimento do processo de lubrificação, supondo duas superfícies em contato sob a ação de uma força F , como ilustrado na Fig. (12).

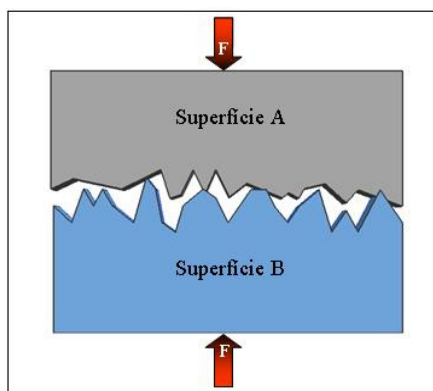


Figura 12. Idealização do contato real entre duas superfícies colocadas em contato sob ação de uma força de intensidade (F), conforme [16].

Por meio da Fig. (12), observa-se que ocorre um contato aleatório entre picos e vales de ambas as superfícies devido à geometria das rugosidades bem como pela força de contato (F) entre estas duas superfícies. Esta primeira conclusão sobre a Fig. (16) pode ter sido exagerada, porém esta idealização será justificada a seguir. Ainda pela Fig. (16), é possível afirmar que a área real de contato entre duas superfícies reais, dotadas obrigatoriamente de rugosidade não nula, será numericamente menor que uma área aparente de contato, normalmente utilizada para se calcular a pressão de contato aparente entre superfícies. A diferença entre a área real e a área aparente de contato ocorrerá, entre outros aspectos, devido à qualidade superficial de ambas as superfícies A e B. Além da força que une as superfícies, a ductilidade dos materiais envolvidos no contato também irá influenciar na obtenção da área real de contato, uma vez que ao deformar as rugosidades com o aumento da força de contato (F), ocorrerá maior deformação dos picos de rugosidade, ou seja,

ocorrerá um “amassamento” das cristas, causando não somente o aumento de área, mas também uma espécie de soldagem por pressão ^[16].

Uma vez que esta idéia de área real de contato parte da visualização em escala microscópica das superfícies, fato este que pode parecer questionável, mas será ilustrado nas Figs. (13) e (14) que são fotografias realizadas por meio de microscopia eletrônica das superfícies do dorso de um cavaco e da superfície da aresta de corte de uma ferramenta revestida que realizaram a usinagem em torneamento cilíndrico.

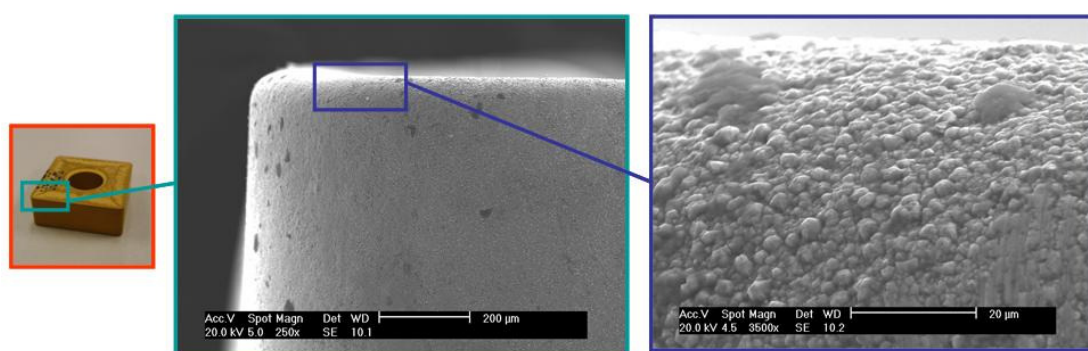


Figura 13. Aresta de corte de uma ferramenta de torneamento. No detalhe de maior ampliação verifica-se que a porosidade da superfície da ferramenta, conforme [16].

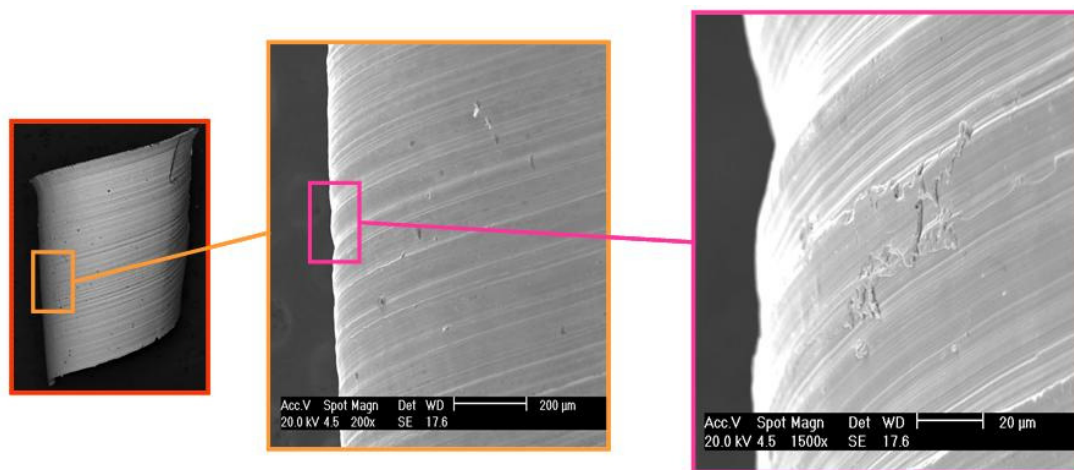


Figura 14. Fotografia do dorso do cavaco. Nas ampliações verifica-se que a superfície do cavaco que entra em contato com a superfície da ferramenta possui rugosidade em forma de sulcos devido ao escoamento sobre a superfície porosa da ferramenta, conforme [16].

As Figuras 13 e 14 são as evidências que as superfícies do dorso do cavaco e da superfície da ferramenta possuem rugosidade e que a idealização apresentada na Fig. (12) pode ser aceita ^[16].

2.7.1 A lubrificação nas condições reais de contato em usinagem

O fluido possui somente um local para executar sua função lubrificante na interface cavaco-ferramenta, e esta região nada mais é que os vazios entre as superfícies em contato. Ou seja, as regiões onde as superfícies não se tocam será a região que “possivelmente” existirá fluido. Salientando a idéia de “possivelmente”, pois, devido às temperaturas geradas com a deformação do cavaco, é muito provável que o fluido evapore antes de preencher os vazios formados entre as superfícies, independente do tipo de fluido e da relação vazão versus pressão no qual este foi aplicado ^[16].

Uma importante correção na Fig. (12), que obrigatoriamente deve ser feita é a condição de deslizamento que ocorre entre estas superfícies, ou seja, existirá movimento relativo entre as duas superfícies durante a formação do cavaco. Desta forma, deve-se imaginar que durante um determinado instante, caso os vazios tenham sido preenchidos com fluido, este irá proporcionar deslizamento, porém este pequeno reservatório deverá suportar todo o comprimento em contato lubrificado, caso contrário, existirá lubrificação em somente um pequeno instante, e logo com o avanço da ferramenta, este reservatório irá rapidamente se esgotar, tornando o contato novamente não lubrificado. Alguns processos de fabricação (forjamento, estampagem e laminação) são favorecidos com a aplicação do fluido, porém em usinagem, o cavaco, a peça e a própria ferramenta impedem que o fluido chegue à interface cavaco-ferramenta, para que os “pequenos reservatórios” sejam novamente preenchidos e o contato seja considerado como lubrificado. Em tribologia, este tipo de lubrificação se aproxima do regime de lubrificação chamado de camada limite. O regime de lubrificação de camada limite caracteriza-se por uma mistura entre contato seco e lubrificado sob altas pressões de contato e velocidade de deslizamento, condições facilmente encontradas em usinagem ^[16].

A figura 15 apresenta de maneira exagerada, as condições de contato durante a usinagem.

Uma vez observada a Fig. (15) de maneira minuciosa, questiona se por qual duto de refrigeração o fluido atingirá a interface cavaco-ferramenta?

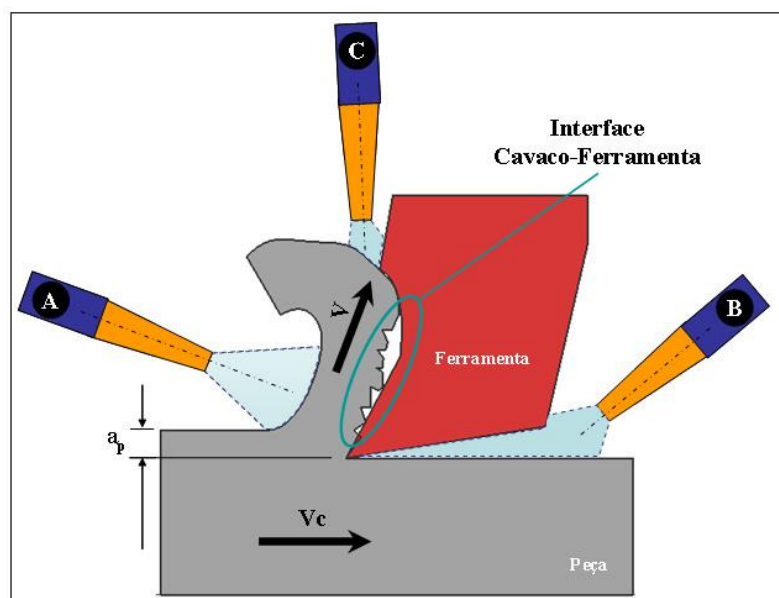


Figura 15. Interface cavaco ferramenta e as possíveis direções de aplicação do jato de fluido. Somente foi ilustrada a rugosidade no dorso do cavaco, conforme [16].

Da análise da Fig. (15), é possível observar que a direção de v_c (velocidade de corte) e V (velocidade do cavaco) são opostas às direções do jato B e C respectivamente. Ainda pela Fig. (15), é possível perceber também que o jato A somente lubrifica o cavaco. Sendo assim, como serão preenchidos os vazios formados na interface cavaco ferramenta se a ferramenta estiver sempre imersa no material, ou seja, se o corte for contínuo?

A resposta para esta pergunta é quase óbvia. O “quase” é uma condição indispensável, pois são inúmeros os casos que o corte contínuo possui melhor desempenho com o uso de fluido. Ou seja, se o fluido atinge a interface somente durante o instante de quebra do cavaco, é neste momento que os vazios são preenchidos e que o regime de lubrificação por camada limite se reinicia. Como o óbvio não é tão óbvio assim, surge uma terceira pergunta: Se a região de corte atinge temperaturas altíssimas, muito acima do ponto de evaporação de qualquer fluido, será que estes vazios receberão realmente fluido?

A resposta para esta terceira pergunta além de não ser óbvia, varia de acordo com o tipo de fluido e com a quantidade de energia dissipada em forma de calor na região de corte. Por outro lado, para se manter a discussão de maneira prática, é só observar-se a fumaça gerada no processo de usinagem. Havendo fumaça, há energia térmica dissipada em forma de calor, tal energia irá degradar o fluido e evaporar o mesmo, assim que este se aproxima das regiões sob altas temperaturas ^[16].

Logo se o fluido possui tamanha dificuldade de atingir a interface cavaco ferramenta, ou mesmo a interface ferramenta-peça (contato da superfície de flanco com a superfície recém usinada), por que utilizar fluido?

A resposta para esta questão se baseia no balanço entre benefícios da lubrificação e dificuldades de aplicação do fluido de corte. Desde já, chama-se atenção para que toda e qualquer especificação de processo deva contemplar não somente a função dos custos, mas principalmente a função operacional em relação ao uso ou não de fluido. Aconselha-se a realização de ensaios de desgaste e medições de vida da ferramenta bem como avaliação da qualidade da peça usinada antes de qualquer tentativa de eliminar-se o fluido de corte. A afirmação de que o desgaste por deslizamento entre peças metálicas é reduzido quando existe um filme de fluido entre as partes é verdadeira, basta lembrar-se de um pistão automotivo que desliza no cilindro de um motor à explosão durante anos devido ao fluido que está presente tanto no anel raspador quanto na parede brunida do cilindro. Deve-se lembrar que muitos processos de usinagem podem operar sem fluido de corte uma vez que a quantidade de calor gerado no processo não degrada a ferramenta e a peça usinada em uma razão econômica e técnica. Isso indica que se pode usar efetivamente o corte sem lubrificação ^[16].

O óbvio muitas vezes não está associado ao processo de usinagem, devem-se investigar as melhores condições de aplicação de fluido, bem como novas ferramentas que possuam condições mais avançadas de deslizamento, ou seja, melhor condição superficial durante as elevadas pressões de contato que ocorrem no processo de usinagem. E para que este “óbvio” não cause maiores complicações, considera-se que o calor gerado em usinagem não é necessariamente igual para peças que possuem taxas de remoção idênticas. Este fato ensina que a melhor decisão em relação ao uso de fluido de corte é aquela baseada em dois pontos: experimentos no

chão de fábrica e avaliação minuciosa de custos. Tornando o óbvio em conhecimento justificado e decisivo para o bom andamento do processo ^[16].

2.7.2 Funções do fluido refrigerante/lubrificante

No início do século XX Taylor utilizou água como refrigerante no processo de usinagem pela primeira vez e concluiu que o recurso aumentava a vida da ferramenta, desde então uma grande variedade de fluidos de corte tem sido utilizada com esta finalidade ^[14].

As principais funções dos fluidos de corte são ^[14]:

1. Lubrificação a baixas velocidades de corte, reduzindo a geração do calor;
2. Refrigeração a altas velocidades de corte, removendo o calor;
3. Auxílio na retirada do cavaco formado;
4. Proteger a máquina e a peça da corrosão atmosférica.

Em baixas velocidades de corte, a refrigeração é menor se comparada à lubrificação. À baixas velocidades a lubrificação é fundamental para reduzir o atrito e evitar a formação de arestas postigas de corte, neste caso o fluido age reduzindo a área de contato entre o cavaco e a ferramenta. Já em altas velocidades a condição de penetração do fluido de corte na interface do corte é prejudicada, sendo assim, o papel lubrificante do fluido é substituído por seu papel de refrigeração.

A eficiência do fluido utilizado como lubrificante, depende da habilidade deste fluido de penetrar no pequeno espaço da interface cavaco-ferramenta, e formar um filme, seja por ataque químico ou por adsorção física ^[14], com resistência ao cisalhamento menor que a do material da interface. Já na utilização do fluido de corte como refrigerante, a eficiência do fluido em reduzir a temperatura é inversamente proporcional à velocidade de corte e à profundidade de corte ^[14].

Um importante fator de redução da capacidade refrigerante do fluido é a ocorrência do choque entre o fluido e o corpo quente, neste evento ocorre a troca de calor e a imediata evaporação do líquido ^[14]. Este processo reduz ligeiramente a temperatura do corpo, no entanto, este vapor formado funciona como um colchão de gás que impede que uma nova quantidade de fluido entre em contato com a peça, reduzindo drasticamente a troca de calor.

2.7.3 Tipos de fluido de corte

Existem inúmeras formas de classificar os fluidos de corte e não há uma padronização. A seguir tem-se um resumo dos tipos de fluidos existentes.

Fluidos emulsionáveis:

São compostos bifásicos de óleos minerais ou vegetais adicionados a água na proporção de 1:10 a 1:100 ^[14], mais agentes emulgadores que garantem a miscibilidade com a água, na verdade a partícula de óleo é envolvida na água. Para reduzir os efeitos nocivos da água, ainda são adicionados aditivos anticorrosivos e ainda biocidas, que inibem o crescimento de bactérias e fungos, mas devem ser compatíveis com a pele humana e atóxicos. Caso haja necessidade, aditivos podem ser adicionados à emulsão para operações em extrema pressão.

Os óleos de base mineral são compostos por óleos leves (viscosidade 100 SSU a uma temperatura de 38 °C) ^[22]. Este tipo de óleo é largamente usado devido ao seu baixo custo. Este tipo é indicado para as aplicações comuns em usinagem, devido à boa capacidade anti-oxidante e lubrificante. A concentração usual é 1:20.

Os óleos de base vegetal são similares aos já anteriormente citados, porém são mais viscosos. São indicados para condições de usinagem mais severas e devem ter proporção de mistura com água mais ricas, variando de uma parte de óleo para oito de água até uma parte de óleo para quinze de água.

Fluidos semi sintéticos:

São também formados por emulsões ou microemulsões, e caracterizam-se por apresentar de 5% a 50% de óleo mineral no fluido concentrado, aditivos e compostos químicos miscíveis em água, formando moléculas individuais. Devido a maior presença de emulgadores, sua aparência é menos leitosa e mais transparente que os fluidos sintéticos. De maneira análoga aos fluidos anteriores, agentes umectantes, anticorrosivos e aditivos EP são utilizados neste fluido ^[14].

Fluidos sintéticos:

Estes óleos caracterizam-se pela ausência de óleos minerais em sua composição. Sua composição consiste de sais orgânicos e inorgânicos, aditivos de lubricidade, biocidas e inibidores de corrosão, entre outros, adicionados à água. São menos suscetíveis ao ataque de bactérias, reduzindo o número de trocas da máquina e apresentando uma maior vida útil. Forma soluções transparentes resultando em boa visibilidade do processo de corte ^[14].

Fluidos integrais:

Os óleos vegetais e animais, foram os primeiros óleos integrais utilizados na usinagem de metais. Sua utilização tornou-se inviável devido ao alto custo e rápida deterioração. Atualmente os fluidos integrais são utilizados como aditivos nos fluidos minerais.

Os óleos minerais basicamente são hidrocarbonetos obtidos a partir do refinamento do petróleo cru. Suas propriedades dependem do comprimento da cadeia, estrutura e grau de refinamento. O emprego destes óleos tem perdido espaço nos últimos anos, principalmente devido ao seu alto custo em relação aos demais. Outros aspectos que tornaram de pouco uso os fluidos integrais são: risco de fogo, ineficiência a altas velocidades de corte, baixo poder refrigerante e formação de fumos, além de oferecerem risco à saúde do operador ^[14].

2.7.4 Aplicação de fluido por névoa ou MQL

Na última década, muitas pesquisas tiveram como meta restringir ao máximo o uso de fluidos refrigerantes/lubrificantes na produção metal mecânica, pois os elevados custos e danos ambientais tem sensibilizado a indústria manufatureira por usinagem. Os fatores importantes que justificam esse procedimento incluem os custos operacionais da produção, exigências legais de conservação do meio ambiente e a preservação da saúde do ser humano ^[14]. Entretanto a eliminação total da refrigeração ainda não é possível, pois quando esta ocorre, também são eliminados efeitos como: a lubrificação (redução do atrito) que pode acarretar aumento da abrasão e do desgaste por adesão na ferramenta, dissipação do calor (refrigeração) aumentando o calor transferido para a peça, a máquina e a ferramenta, tendo um efeito adicional no comportamento térmico da máquina, e conseqüentemente na sua precisão, e por último, perda do auxílio na expulsão do cavaco, facilmente notável

em processos fechados como na furacão que em casos extremos, o cavaco não removido provoca danos na superfície já usinada ^[15]. Vários estudos comprovam que a usinagem totalmente a seco ainda não é possível, como por exemplo, na usinagem de alumínio e aços dúcteis, na qual a ausência de refrigeração/lubrificação provoca desgaste adesivo inaceitável ^[15].

Uma boa alternativa para a usinagem a seco é o sistema de refrigeração/lubrificação de Mínima Quantidade de Lubrificante (MQL). Este sistema pode substituir parcialmente as funções da refrigeração e ao mesmo tempo melhorar as condições econômicas e ecológicas ^[15].

Quando contabilizados os custos com refrigeração que tanto tem sensibilizado a indústria, deve-se levar em conta tanto os custos fixos para manter os sistemas de refrigeração quanto os custos variáveis decorrentes da operação de tais sistemas. Estes gastos incluem manutenção do equipamento, consumo de energia e também o armazenamento e a eliminação dos fluidos, que envolvem riscos ambientais, estes últimos dois itens são conseqüências das leis cada vez mais restritivas envolvendo essa eliminação ^[15].

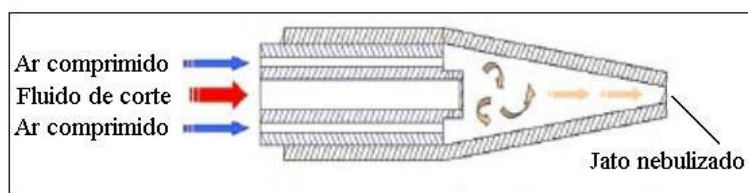
O sistema MQL consiste na aplicação de uma quantidade mínima de fluido (normalmente inferior a 100 ml/h) ^[15], na maior parte dos casos por um jato de ar. Estas quantidades mínimas de lubrificante são suficientes para reduzir significativamente o atrito na ferramenta e evitar a adesão de material.

Na aplicação da tecnologia MQL, a usinagem de fato não é totalmente a seco, mas elimina muitos problemas relacionados com a refrigeração convencional. Assim são reduzidos os custos com armazenamento excessivo e do tratamento no descarte de emulsões danosas ao meio ambiente. A proporção de fluido residual nos cavacos é inferior a 0,3% do peso do cavaco ^[15], permitindo a refundição e eliminando a necessidade de limpeza dos cavacos antes da reciclagem. Outro benefício é a presença de um fino filme de óleo que recobre a peça protegendo-a contra corrosão.

Apesar de a principal motivação para a utilização deste sistema seja o apelo ambiental, a pulverização do fluido dispersa, no ambiente atmosférico local, muitas partículas de óleo que exigem cuidados especiais. A exigência mínima para a implantação deste sistema é uma máquina totalmente fechada, com guardas de proteção e um bom sistema de exaustão com sistema de controle de emissão de

partículas ^[14]. Deve se considerar que a aplicação do fluido por névoa é considerada sem retorno, isto significa a perda total do fluido, sendo assim mesmo em vazões baixas (<50ml/h) o consumo deve ser calculado e considerado. Outro fator importante a ser citado é que a pulverização utiliza uma linha de ar comprimido e sistema de bombeamento do fluido que funciona intermitente durante todo o processo. Essas linhas de ar geram um barulho que ultrapassa os 80 dB, superando o limite do ouvido humano, afetando a salubridade, poluindo o ambiente de trabalho e prejudicando a comunicação.

Os sistemas de MQL são basicamente divididos em dois grupos: injeção de refrigerante externamente ilustrado pela Fig. (16) e por meio de jatos separados, e internamente através de orifício na ferramenta ilustrado pela Fig (17). O sistema utilizado neste trabalho consiste em um sistema externo que transporta o óleo e o ar separadamente para o injetor. O jato nebulizado é gerado no injetor pelo princípio de Venturi. Este sistema é vantajoso, pois permite sua utilização em máquinas já existentes, no entanto há a necessidade da adaptação da posição do injetor após a troca automática de cada ferramenta.



(a)



(b)

Figura 16. Injeção de MQL externamente a ferramenta, conforme [17], [18].

(a) Ilustração do sistema em funcionamento.

(b) Sistema em funcionamento.

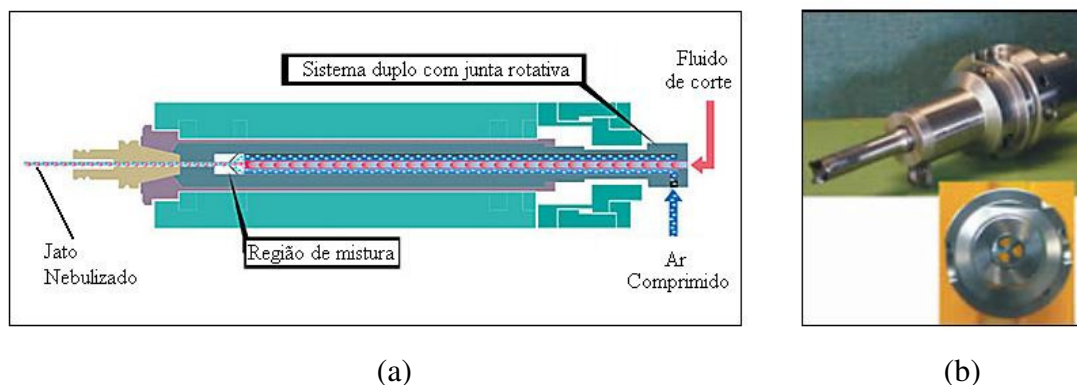


Figura 17. Injeção de MQL internamente a ferramenta, conforme [19], [20].

(a) Esquemático do funcionamento do sistema.

(b) Foto da ferramenta com detalhe do sistema interno.

2.8 Intervalo de máxima eficiência

Em manufatura por usinagem, tem-se a partir dos trabalhos de Taylor^[21], uma relação definida entre os custos operacionais e a velocidade no qual a usinagem ocorre. De maneira análoga, também pode ser observada uma relação entre esta mesma velocidade e a produtividade da operação.

Uma vez que existe uma dependência da velocidade, é um fato afirmar que existe uma faixa na qual esta velocidade opera e não um valor pontual da mesma. Tal condição de mínimo e máximo para esta velocidade condiciona a formação de um intervalo de máxima eficiência para o processo de usinagem, conforme pode ser visto na Fig. (18).

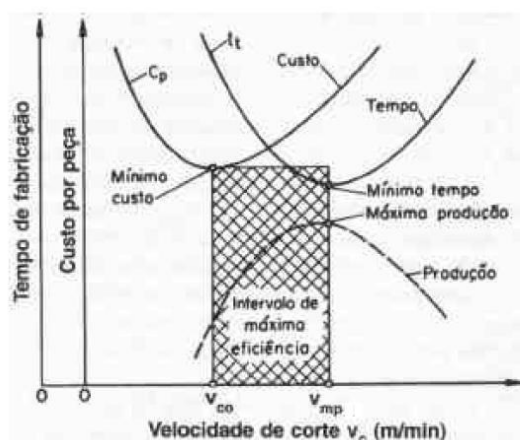


Figura 18. Intervalo de Máxima Eficiência, conforme [5]. v_{co} é a velocidade de corte de mínimo custo. v_{mp} é a velocidade de corte de máxima produção.

A Figura 18 ilustra a composição das curvas de custo total de usinagem por peça, C_p e do tempo total de confecção, t_t , em relação à velocidade de corte. Sendo assim, define-se neste momento o intervalo de máxima eficiência (IME), que é o intervalo compreendido entre as velocidades de mínimo custo (v_{co}) e de máxima produção (v_{mp}) [5].

É importante que os valores de velocidade de corte estejam realmente dentro deste intervalo. Se os valores de velocidade de corte estiverem logo abaixo da velocidade de mínimo custo, o custo da peça vai ser próximo do mínimo, mas o tempo de fabricação será alto. No outro extremo, se os valores de velocidade de corte estiverem logo acima da velocidade de máxima produção, os tempos de confecção da peça será muito próximo do mínimo, mas o custo será alto.

Deve-se levar em conta que toda esta análise foi baseada na escolha prévia do avanço, profundidade de usinagem e da ferramenta. Estes parâmetros foram escolhidos baseados nas condições de contorno do processo, tais como: tipo de operação (desbaste ou acabamento), potência da máquina, rigidez do sistema máquina-ferramenta-peça-dispositivo de fixação, etc. Para concluir, deve-se afirmar um princípio que nem sempre é bem compreendido, que resulta da análise da Fig. (18): O aumento da velocidade de corte nem sempre resulta no aumento da produção horária de peças e nem sempre diminuir a velocidade de corte significa diminuir os custos de produção.

É de extrema importância observar que não há uma relação linear entre custo e tempo de fabricação. Além disso, para uma formulação completa do tempo de fabricação é necessário medir não somente o tempo líquido de usinagem, mas sim todos os tempos que envolvem o ambiente verdadeiro de fabricação, principalmente o tempo de troca da ferramenta. De maneira similar, o cálculo dos custos em fabricação também não é linear, principalmente quando há mudança no mecanismo de desgaste (mudança de adesão para abrasão, e vice-versa). Além disso, todo custo direto e indireto de uma fábrica sofre oscilações ao longo do tempo (impostos, benefícios, hora extra, dissídio, reajustes, câmbio, etc) [23].

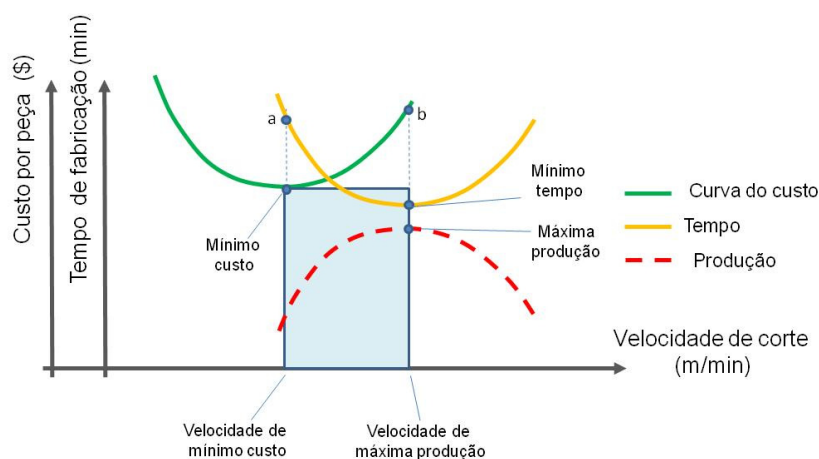


Figura 19. IME em fabricação conforme [23].

Da figura 19, pode-se concluir que o mínimo custo conduz a um elevado tempo de fabricação, ou seja, baixo custo com ferramentas e insumos não indicará máxima produtividade (ponto a). A máxima produtividade conduz a custo unitário mais elevado (ponto b). A máxima quantidade produzida ocorrerá com o uso da velocidade de máxima produtividade. Finalmente, existe um intervalo ótimo de fabricação que tanto respeita queda de produção como aumento da mesma. Qualquer velocidade acima ou abaixo do intervalo representa uma decisão errônea em produção, pois os custos se elevarão seja pela baixa velocidade da máquina ou pela quantidade excessiva de trocas de ferramenta [23].

No entanto se o ambiente de fabricação contém materiais e máquinas que são particulares em seu produto, ou condições de uso que mesclam energia mecânica, energia elétrica e energia térmica para a fabricação (EDM, ultrasom, usinagem química, retificação convencional), inevitavelmente o desgaste e a velocidade de corte utilizando Taylor serão relacionados como um primeiro ajuste do modelo em análise porém, deverão ser aplicadas correções matemáticas apropriadas e particulares a cada ambiente.

2.8.1 *Síntese da análise econômica em usinagem por torneamento*

A análise das condições econômicas de corte compreende a determinação das velocidades que compõem o processo de usinagem. Caso a velocidade utilizada seja imediatamente superior à menor velocidade de mínimo custo, os desgastes serão pequenos, em consequência uma longa vida e pequenos custos com a ferramenta, porém, o tempo de corte por peça será alto, resultando em baixa produção horária e aumento de custos com utilização da máquina e operador. Deve-se considerar, neste caso, que a ferramenta será substituída poucas vezes o que diminui o tempo passivo de troca devido à troca de ferramenta.

Por outro lado se a velocidade utilizada for maior que a velocidade de máxima produtividade, haverá o desgaste precoce da ferramenta, com redução da vida útil e consequentemente aumento do dispêndio com ferramenta. No entanto o tempo de corte será reduzido e consequentemente menor utilização da máquina e do operador. Neste caso também pode acontecer de a vida da ferramenta ser reduzida ao ponto de o número de troca de ferramentas ser alto, e a somatória do tempo total de produção de uma peça (somatória dos tempos de corte e de todos os tempos passivos) ser superior ao anteriormente citado.

Sendo assim existe um valor de velocidade intermediário entre a velocidade mínima (crítica) e a velocidade muito maior que a crítica, na qual se tem os menores custos de produção. Em seguida será descrito o equacionamento utilizado para o cálculo das condições de máxima produção e de mínimo custo.

2.8.2 *Modelagem matemática das condições econômicas de usinagem*

Para a modelagem de um processo de usinagem, é necessário estabelecer as condições operacionais teóricas, como a metodologia de troca da ferramenta bem como o padrão operacional do lote de fabricação a ser produzido. Esta modelagem se divide em observar separadamente os tempos envolvidos na operação e os custos pertinentes a esta.

Desta forma, duas curvas serão obtidas, uma que modela o custo como função da velocidade de corte e outra a produtividade como função da mesma velocidade de corte.

2.8.3 Modelagem da produtividade como função da velocidade de corte

Considere um ciclo de usinagem de um lote Z de peças, constituído diretamente pelas seguintes fases:

1. Colocação e fixação da peça;
2. Aproximação e posicionamento da ferramenta;
3. Corte;
4. Afastamento da ferramenta;
5. Inspeção (quando necessário) e retirada da peça.

Além destas fases, fazem parte indiretamente no ciclo de usinagem:

- Preparo de máquina;
- Remoção da ferramenta para sua substituição;
- Recolocação e ajuste da nova ferramenta.

A seguir são enumerados cada um dos tempos relativos às fases citadas.

t_{s1} = posicionamento e fixação da peça.

t_{a1} = aproximação e posicionamento da ferramenta.

t_c = tempo de corte.

t_{a2} = afastamento a ferramenta.

t_{s2} = inspeção e retirada da peça.

t_p = tempo de preparação da máquina.

t_{f1} = remoção da ferramenta para afiação.

t_{fa} = afiação da ferramenta.

t_{f2} = recolocação da ferramenta afiada.

Z = lote de peças.

Z_t = número de peças usinadas por intervalo de reafiação.

n_t = número de reafiações para obtenção do lote Z de peças.

T = vida da ferramenta = intervalo entre afiações.

Assim tem-se o tempo de preparação da máquina.

$$t_{ft} = t_{ft1} + t_{ft2} \quad (12)$$

$$t_a = t_{a1} + t_{a2} \quad (13)$$

$$t_s = t_{s1} + t_{s2} \quad (14)$$

Portanto, o tempo total de fabricação de uma peça t_t em minutos é determinado por:

$$t_t = t_s + t_a + t_c + \frac{t_p}{Z} + \frac{n_t}{Z} \cdot (t_{ft} + t_{fa}) \quad (15)$$

Definindo produção horária em peças por hora:

$$P_h = \eta \cdot \frac{60}{t_t} \quad (16)$$

Onde η representa o rendimento do sistema de usinagem.

Definindo o número de reafiações da ferramenta para obter o lote Z de peças

$$n_T = \frac{Z}{Z_T} - 1 \quad (17)$$

A constante 1 na Eq. (17) representa que a primeira ferramenta está pronta para o uso.

Definindo o tempo improdutivo, referente à colocação, inspeção e retirada da peça, aproximação e afastamento da ferramenta, substituição da peça e preparo da máquina para a usinagem de um lote, que é independente da velocidade de corte como t_I tem se:

$$t_I = t_s + t_a + \frac{t_p}{Z} \quad (18)$$

Definindo o tempo relacionado com a troca de ferramenta como t_2 tem se:

$$t_2 = (t_{ft} + t_{fa}) \cdot \left(\frac{1}{Z_T} - \frac{1}{Z} \right) \quad (19)$$

Para o cálculo do tempo no processo de torneamento tem se:

$$t_c = \frac{L}{f \cdot n} = \frac{L \cdot \pi \cdot d}{f \cdot 1000 \cdot v_c} \quad (20)$$

Pois:

$$n = \frac{1000 \cdot v_c}{\pi \cdot d} \quad (21)$$

Onde L é o comprimento usinado.

Assim o tempo total de usinagem de uma peça será:

$$t_t = t_1 + t_c + t_2 \quad (22)$$

Logo:

$$Z_T = \frac{T}{t_c} \quad (23)$$

A equação de Taylor é definida como:

$$T \cdot v_c^x = K \Rightarrow T = \frac{K}{v_c^x} \quad (24)$$

Reescrevendo a equação do tempo total tem se:

$$t_t = t_1 + \frac{L \cdot \pi \cdot d}{f \cdot v_c \cdot 1000} + \frac{t_c}{T} \cdot (t_{ft} + t_{fa}) - \frac{t_{ft} + t_{fa}}{Z} \quad (25)$$

$$t_t = t_1 + \frac{L \cdot \pi \cdot d}{f \cdot v_c \cdot 1000} + \frac{L \cdot \pi \cdot d}{f \cdot v_c \cdot 1000 \cdot \frac{K}{v_c^x}} \cdot (t_{ft} + t_{fa}) - \frac{t_{ft} + t_{fa}}{Z} \quad (26)$$

$$t_t = t_1 + \frac{L \cdot \pi \cdot d}{f \cdot v_c \cdot 1000} + \frac{L \cdot \pi \cdot d \cdot v_c^x}{f \cdot v_c \cdot 1000 \cdot K} \cdot (t_{ft} + t_{fa}) - \frac{t_{ft} + t_{fa}}{Z} \quad (27)$$

Onde:

$$t_c = \frac{L \cdot \pi \cdot d}{f \cdot v_c \cdot 1000} \quad (28)$$

$$t_2 = \frac{L \cdot \pi \cdot d}{f \cdot v_c \cdot 1000 \cdot K} \cdot v_c^x \cdot (t_{ft} + t_{fa}) - \frac{t_{ft} + t_{fa}}{Z} \quad (29)$$

A figura 20 apresenta a variação destas três parcelas em função da velocidade de corte. Pode observar-se que o tempo de corte diminui com o crescimento da velocidade de corte. O tempo t_1 é independente da velocidade de corte, o tempo t_2 é relativo à troca de ferramenta, ou seja, aumenta com a velocidade de corte.

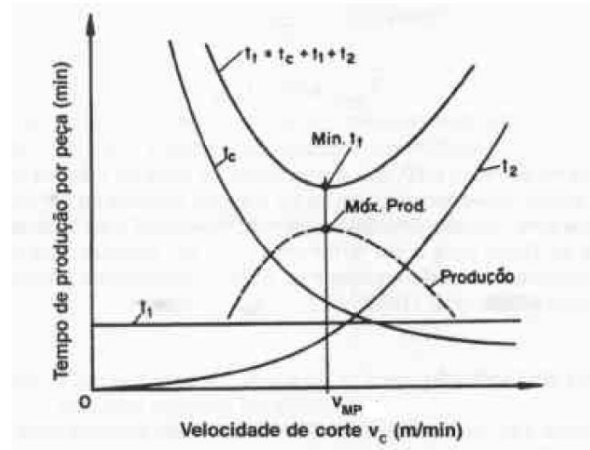


Figura 20. Tempo de produção por peça como função da velocidade de corte, conforme [5].

O valor da velocidade de máxima produção é o ponto de mínimo da função do tempo total de corte t_t . Admitindo o avanço e a profundidade de corte constante, para se obter o mínimo desta função, faz-se:

$$dt_t = \frac{\partial t_t}{\partial f} df + \frac{\partial t_t}{\partial v_c} dv_c = 0 \quad (30)$$

Onde $f = \text{cte}$

$$0 = 0 - \frac{L \cdot \pi \cdot d}{f} \cdot v_c^{-2} + \frac{L \cdot \pi \cdot d}{f \cdot K} \cdot (t_{ft} + t_{fa}) \cdot (x-1) \cdot v_c^{x-2} = 0 \quad (31)$$

$$-v_c^{-2} + \frac{(x-1)}{K} \cdot (t_{ft} + t_{fa}) \cdot v_c^{x-2} = 0 \quad (32)$$

$$v_c^x = \frac{K}{(x-1) \cdot (t_{ft} + t_{fa})} \quad (33)$$

Sendo assim a velocidade de máxima produção é dada por:

$$v_{mp} = \sqrt[x]{\frac{K}{(x-1) \cdot (t_{ft} + t_{fa})}} \quad (34)$$

2.8.3.1 Considerações matemáticas da equação de Taylor Eq. (24)

Para esta discussão devem se considerar três axiomas em usinagem ^[23]:

- i. O aumento da velocidade de corte proporciona maior aumento do desgaste da ferramenta.
- ii. Velocidades elevadas conduzem a maior troca de ferramentas.
- iii. Velocidades reduzidas reduzem a taxa de remoção.

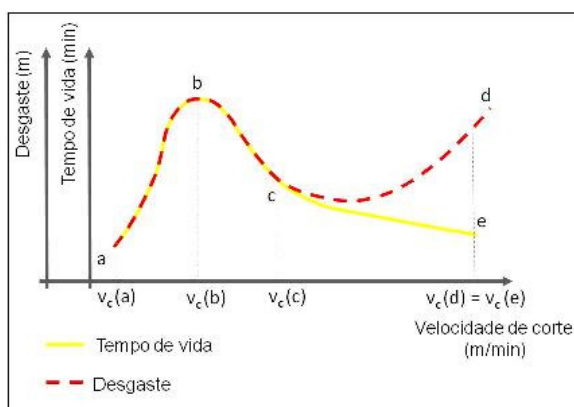


Figura 21. Curva característica a partir da equação de Taylor conforme [23].

Analisando-se a figura 21, é possível afirmar que o trecho a-b possui um ponto máximo de desgaste e vida simultâneo. O trecho a-b é caracterizado por baixas velocidades de corte e a ocorrência de um elevado tempo de vida da ferramenta, no entanto um elevado desgaste, esta região apresenta aresta postiça de corte (APC), condição esta que justifica tempo e desgaste elevados. A APC é caracterizada pela soldagem por atrito em baixas temperaturas do material da peça e da ferramenta. Com o aumento da velocidade de corte, ou seja, aproximando-se do ponto c, a soldagem a frio da APC é substituída por outro mecanismo de desgaste, o atrito de superfície, e com isto o desgaste passa a crescer com o aumento da velocidade de corte. O trecho c-d indica que o tempo de vida diminui enquanto o desgaste aumenta ^[23].

Os parâmetros k e x da equação de Taylor pertencem aos sistemas de usinagem como um todo, principalmente nos aspectos referentes à usinabilidade e tipo de desgaste. Assim, k e x serão constantes para uma determinada condição operacional onde a variável manipulada da equação será a velocidade de corte.

Como consequência da equação de Taylor, existirá um segundo gráfico baseado na região b-c da Fig. (21). Esta região é a mais adequada para fabricação, apesar de representar um tempo de vida menor que aquele observado na região b. O decaimento visto na região b-c ainda representa a melhor relação entre custo e produtividade. Sendo assim para velocidades próximas do ponto c, a taxa de remoção será mais elevada que para velocidades próximas do ponto b, e com isto maior produtividade. Por outro lado, para velocidades próximas de b tem-se, menor desgaste e, por conseguinte, menor custo com ferramentas de corte. Velocidades acima do ponto c apresentam desgaste excessivo enquanto velocidades abaixo do ponto b são demasiado lentas, tornando a produtividade reduzida ^[23].

2.8.4 Modelagem dos custos de produção como função da velocidade de corte

Diversos são os custos envolvidos na produção de uma peça. No entanto para a análise dos custos com o fim de se obter a velocidade econômica de corte (velocidade de mínimo custo), só é necessário considerar os custos devidos ao processo propriamente dito, como custos das ferramentas e custos de ocupação das máquinas e dos operadores. Estes custos serão descritos como sendo:

$$C_p = C_{mp} + C_{mpi} + C_{mo} + C_{vi} \quad (35)$$

Onde:

C_p = custo por peça = R\$/peça.

C_{mp} = Custo de matéria prima direta = R\$/peça.

C_{mpi} = Custo de matéria prima indireta = R\$/peça.

C_{mo} = Custo de mão de obra = R\$/peça.

C_{vi} = Custo indiretos = R\$/peça.

Entretanto, em usinagem, existem custos que são associados às instalações industriais e demais considerações econômicas do empreendimento produtivo. Estes custos, chamados de indiretos, são compostos por:

$$C_{vi} = C_{maq} + C_{Fi} + C_i \quad (36)$$

Aos custos de máquina C_{maq} deve ser incluído: juros, depreciação, manutenção, espaço ocupado e energia elétrica. Estes custos estão descritos a seguir:

v_{mi} = valor inicial da máquina = R\$

m = idade da máquina = anos.

M = vida prevista da máquina = anos.

J = taxa de juros anuais.

C_{mc} = custo da conservação da máquina.

E_m = espaço ocupado = m^2 .

C_c = custo do local = R\$/ m^2 .ano.

E_c = energia consumida = R\$/ano.

H = horas trabalhadas por ano = h/ano.

C_m = custo máquina por hora.

Assim o custo de máquina dado em R\$/hora:

$$C_m = \frac{1}{H} \cdot \left[\left(v_{mi} - \frac{m}{M} \cdot v_{mi} \right) \cdot J + \frac{v_{mi}}{M} + E_m \cdot C_c + E_c + C_{mc} \right] \quad (37)$$

De maneira indispensável para a mensuração do custo, tem-se o custo com ferramenta de corte C_F definido na Eq. (41). Este deverá observar se a mesma apresenta possibilidade de reafiações ou intercambiabilidade.

Para equacionar C_F é necessário definir antes:

C_F = custo de ferramenta por peça = R\$/peça.

C_{Fi} = custo da ferramenta por reafiação.

W = número de reafiações que a ferramenta permite, por exemplo, pastilha de 4 arestas $W = 3$.

C_{Fi} = valor inicial da ferramenta = R\$.

C_i = custos administrativos R\$/peça.

Tem-se:

O custo de mão de obra pode ser equacionado como em R\$/peça:

$$C_{mo} = \frac{(\text{Salário} + \text{despesas})}{60} \cdot t_i \quad (38)$$

Para efeito de cálculo pode se considerar:

Despesas = Tributos (INSS + FGTS) + Vale Transporte + Vale Refeição +
+Vale Alimentação + Assistência Médica e Odontológica

Assim tem se:

$$C_{mo} = \frac{(2 \cdot Sal.Operador)}{60} \cdot t_i \quad (39)$$

O custo inicial da ferramenta é:

$$C_{Fi} = \frac{C_{fi}}{W} \quad (40)$$

Onde C_{fi} é o custo de aquisição da ferramenta.

Assim define-se o custo de ferramenta C_F em R\$/peça, equacionado como:

$$C_F = \frac{C_{Fi}}{Z_T} \quad (41)$$

Após a definição dos custos acima, faz-se necessário definir o custo hora máquina C_H . Esta medida é fundamental para o planejamento industrial e produtivo, pois a partir deste valor fechado, têm-se as rotinas de orçamento e demais condições econômicas provisionais em usinagem, seja para produção em escala bem como para a produção intermitente.

O custo de uma hora de máquina C_H é definido em R\$/hora como sendo:

$$C_H = C_{mp} + C_{mpi} + C_{mo} + C_{maq} + C_F + C_i \quad (42)$$

$$C_H = 2 \cdot sal + C_m + C_F + C_i \quad (43)$$

Para a definição de um custo rateado por unidade produzida, tem-se:

$$t_c = \frac{L \cdot \pi \cdot d}{f \cdot v_c}, \quad Z_T = \frac{T}{t_c}, \quad T = \frac{K}{v_c^x} \quad (44)$$

$$t_Z = (t_{ft} + t_{fa}) \cdot \left(\frac{1}{Z_T} - \frac{1}{Z} \right) \quad (45)$$

Deduzindo tem se:

$$C_p = C_1 + \frac{L \cdot \pi \cdot d}{1000 \cdot f \cdot v_c} \cdot \frac{C_2}{60} + \frac{L \cdot \pi \cdot d}{1000 \cdot f \cdot K} \cdot v_c^{x-1} \cdot \left[t_{ft} \cdot \frac{C_2}{60} + C_{Fi} \right] \quad (46)$$

Ou ainda:

$$C_p = C_1 + \frac{L \cdot \pi \cdot d}{1000 \cdot f \cdot v_c} \cdot \frac{C_2}{60} + \frac{L \cdot \pi \cdot d}{1000 \cdot f \cdot K} \cdot v_c^{x-1} \cdot C_3 \quad (47)$$

Onde:

C_1 = custos independentes da velocidade de corte em R\$/lote.

C_2 = soma dos custos com mão de obra e com máquina em R\$/hora.

C_3 = custos relativos à ferramenta.

Que serão expressos por:

$$C_1 = \left(\frac{2 \cdot sal}{60} + \frac{C_m}{60 \cdot H} \right) \cdot \left(t_1 - \frac{t_{ft}}{Z} - \frac{t_{fa}}{Z} \right) \quad (48)$$

$$C_2 = C_H + C_m \quad (49)$$

$$C_3 = t_{ft} \cdot \frac{C_2}{60} + C_{Ft} \quad (50)$$

Analogamente a equação de tempo total de usinagem por peça, o custo de usinagem de uma peça C_p é composto por 3 parcelas, como mostrado na Fig. (22). O termo C_1 é independente da velocidade de corte, o segundo termo diminui à medida que a velocidade de corte cresce e o terceiro termo aumenta à medida que a velocidade de corte aumenta, já que $(x-1)$ o expoente a que a velocidade de corte está elevada é sempre maior que zero.

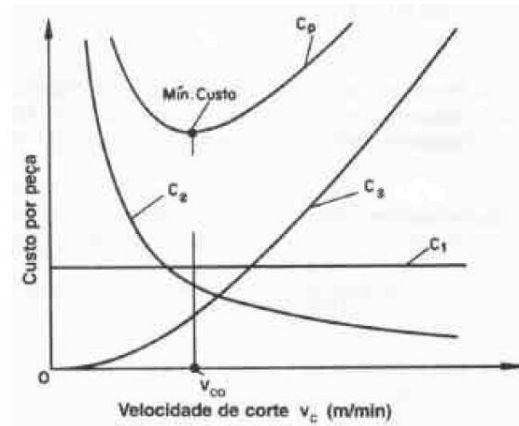


Figura 22. Custo por Peça X Velocidade de Corte, conforme [5].

O valor mínimo de C_p é obtido quando a derivada de C_p é igual a 0, assim:

$$dC_p = 0 = \frac{\partial C_p}{\partial v_c} \cdot dv_c + \frac{\partial C_p}{\partial f} \cdot df \quad (51)$$

Admitindo avanço (f) constante:

$$dC_p = 0 = 0 + \frac{L \cdot \pi \cdot d}{1000 \cdot f} \cdot \frac{C_2}{60} \cdot v_c^{-2} + \frac{L \cdot \pi \cdot d}{1000 \cdot f \cdot K} \cdot \left[t_{ft} \cdot \frac{C_2}{60} + C_{Ft} \right] \cdot (x-1) \cdot v_c^{x-2} \quad (52)$$

Substituindo Eq. (50) na Eq. (52) e isolando o termo de velocidade de corte, deduz se a velocidade de corte de mínimo custo, dada em m/min, como:

$$v_{co} = \sqrt[x]{\frac{C_2 \cdot K}{60 \cdot (x-1) \cdot C_3}} \quad (53)$$

3 MATERIAIS E MÉTODOS

Neste trabalho foi realizada uma operação de torneamento cilíndrico sem corte interrompido, utilizando ferramenta de metal duro revestida e diferentes sistemas de refrigeração / lubrificação com objetivo de se avaliar a vida da ferramenta para um planejamento experimental que manipula a velocidade de corte em diferentes tipos de meio refrigerante / lubrificante mantendo-se constante o tipo de material, o avanço por volta e a profundidade de corte da operação.

3.1 Materiais

Condições operacionais dos ensaios realizados:

Máquina: Torno Gildemeister CTX 200 Serie 2 (5000 min⁻¹) Fig. (23) a);

Corpo de prova: barra de DIN 100Cr6 dimensões Ø 67,78mm x 310mm, composição química na Tab. (1).

Fixação do corpo de prova: Fixado em castanha de topo mole com pressão de 20 Bar e utilização de contra ponto hidráulico.

Sistemas de refrigeração/lubrificação:

- Sistema de jorro abundante com emulsão semi-sintética, na concentração de 8 – 10%, com vazão de 0,3 l/min. O produto aplicado foi o Vasco Mil, da empresa Blaser Fluids.

- Bomba pulsante de mínima quantidade de lubrificante utilizando vazão de 92,1 ml/h do fluido vegetal BioG 830 da empresa Microquímica.

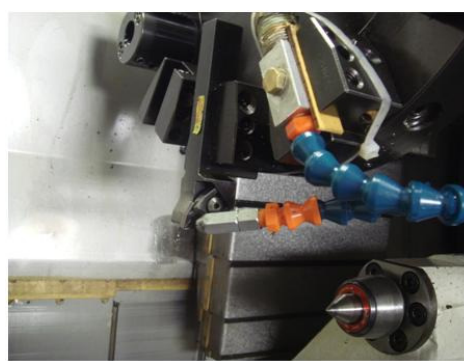
Meio de medição: Microscópio óptico Bx60M com ampliações de 20, 50 100, 200 e 500X.

Tabela 1. Propriedades químicas médias para o aço DIN 100Cr6 conforme referência [2].

Elemento Químico	Composição em massa (%)
Carbono (C)	0,98
Manganês (Mn)	0,35
Fósforo (P)	0,025
Estanho (S)	0,015
Silício (Si)	0,25
Cromo (Cr)	1.45



a)



b)

Figura 23. a) Fotografia do equipamento utilizado nos ensaios.

b) Detalhe do sistema MQL.

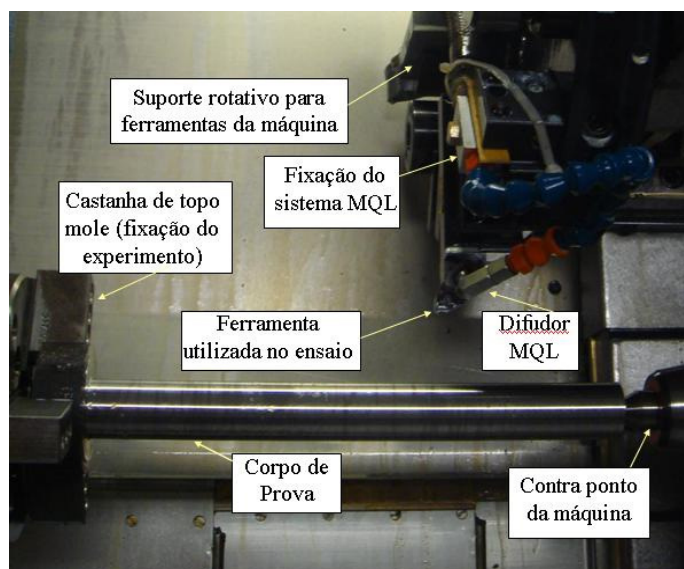


Figura 24. Arranjo experimental de torneamento cilíndrico.

3.2 Metodologia experimental

Os experimentos foram divididos em 4 diferentes velocidades de corte. Duas foram determinadas pelo fabricante da ferramenta de corte (275 e 425 m/min). As demais velocidades foram fixadas para dividir a faixa de velocidades em intervalos iguais.

Tabela 2. Procedimento experimental executado.

Experimento	v_c [m/min]	f [mm/rev]	Material	Ferramenta	a_p [mm]	Refrigeração/ Lubrificação
1	425	0,25	Aço 100Cr6	WNMG080408-PM Classe 4225 Substrato de metal duro multi camadas Al ₂ O ₃ + TiCN (CVD)	1,5	Abundante
2						MQL
3						Seco
4	375					Abundante
5						MQL
6						Seco
7	325					Abundante
8						MQL
9						Seco
10	275					Abundante
11						MQL
12						Seco

Para a realização dos ensaios, os corpos de prova foram serrados e dois furos de centro foram usinados em ambas as faces dos mesmos.

Para a operação de torneamento, o corpo de prova foi fixado nas castanhas de topo mole e apoiado em sua extremidade livre com o contra ponto hidráulico. A usinagem foi realizada com passes sequenciais, mantendo-se a velocidade de corte constante para cada ensaio. O avanço e a profundidade de corte foram iguais para todos os ensaios conforme Tab. (2).

O critério de fim de vida foi o desgaste v_b , medido através de microscópio óptico. O valor de v_b considerado como fim de vida foi 0,8mm. Ao término de cada passe realizado, observou-se o estado de conservação da aresta de corte com objetivo de prevenir perda de dados devido à possibilidade de desgaste súbito. Os desgastes foram fotografados com ampliação condizente com a nitidez e clareza necessária para interpretação do tipo de desgaste. Em seguida, com o auxílio de um programa de tratamento de imagens, a escala da fotografia, foi convertida em pixels, possibilitando a mensuração do v_b .

3.3 Detalhamento da medição das vazões

Para a estimativa da vazão do jorro abundante foi utilizado um becker graduado onde foram coletadas cinco amostras de fluido e cronometrados os diferentes tempos para a coleta de cada amostra. Sendo a amostra de maior volume e a de menor volume descartadas as outras amostras compuseram uma média aritmética simples que é a responsável por indicar a vazão do jorro de fluido abundante.

A estimativa da vazão do sistema MQL necessitou de um procedimento mais criterioso, pois, o fluido é injetado e bombeado por um sistema que utiliza ar comprimido. Para esta medição, foi montado um conjunto composto por becker e estopa, conforme Fig. (25) (a). Este conjunto foi pesado vazio. Em seguida, este conjunto foi posicionado de forma a garantir que o óleo ficasse retido na estopa, a seguir o sistema de bombeamento foi ligado Fig. (25) b). Após 20 minutos, o bombeamento foi desligado e o conjunto novamente pesado, obtendo-se por uma subtração simples a massa de óleo retido. Este procedimento foi repetido cinco vezes descartando-se a maior massa e a menor massa, obtendo a massa média para 20 min de bombeamento. Conhecida a densidade do fluido, definida por um processo simples de medição da massa de 100 ml de fluido (determinado como 1,13 g/ml), foi possível estimar a vazão do sistema de MQL em ml/hora.

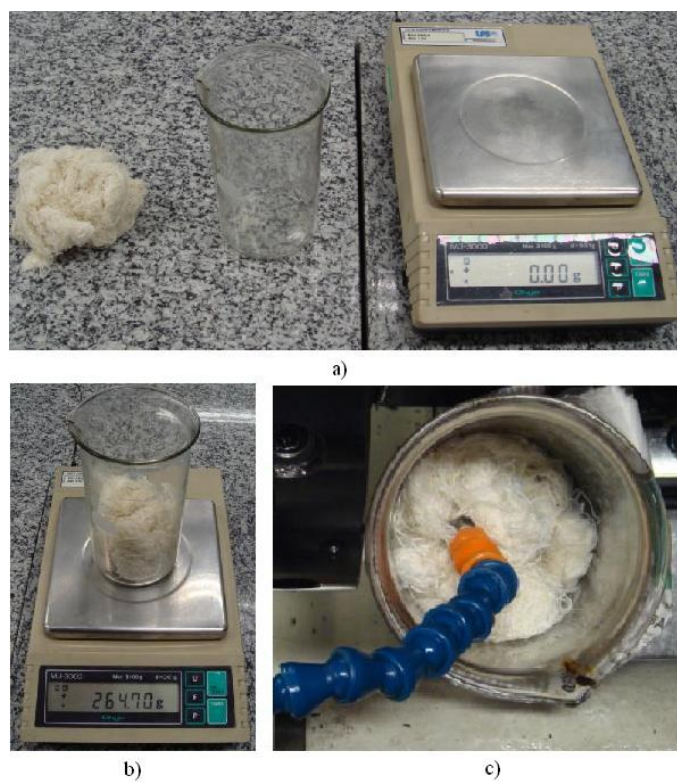


Figura 25. a) Estopa, becker e balança utilizados.

b) Definição da massa do conjunto.

c) Posicionamento do conjunto na máquina.

4 RESULTADOS

A figura 26 apresenta o desgaste da superfície de folga (v_b) para ensaios com lubrificação/refrigeração com jorro abundante. A Fig. (27) apresenta o desgaste da superfície de folga (v_b) para ensaios com MQL e a Fig. (28) para os ensaios realizados sem lubrificação/refrigeração.

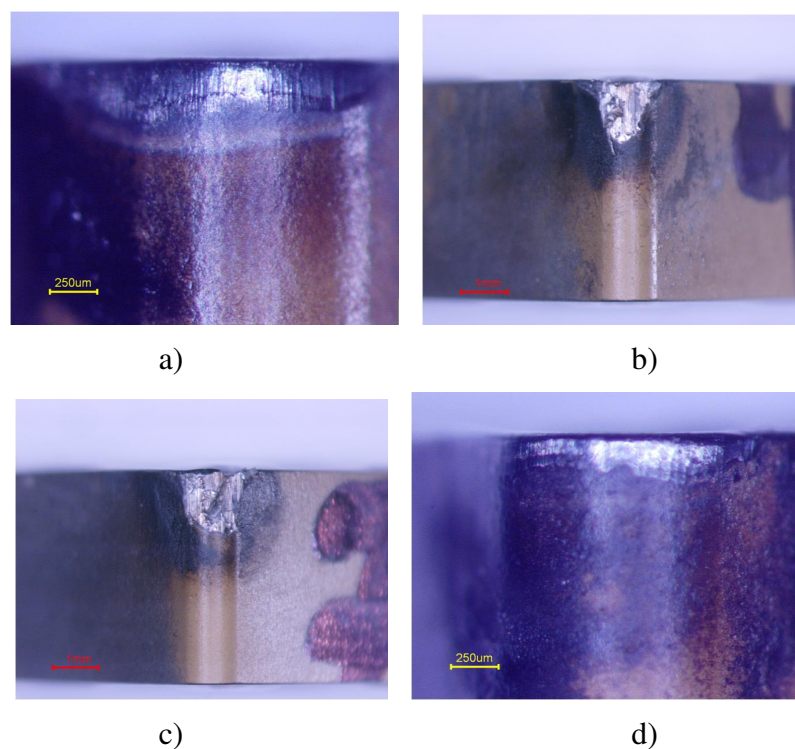


Figura 26. a) Ensaio número 1 $v_c = 425$ m/min. b) Ensaio número 4 $v_c = 375$ m/min.
c) Ensaio número 7 $v_c = 325$ m/min. d) Ensaio número 10 $v_c = 275$ m/min.

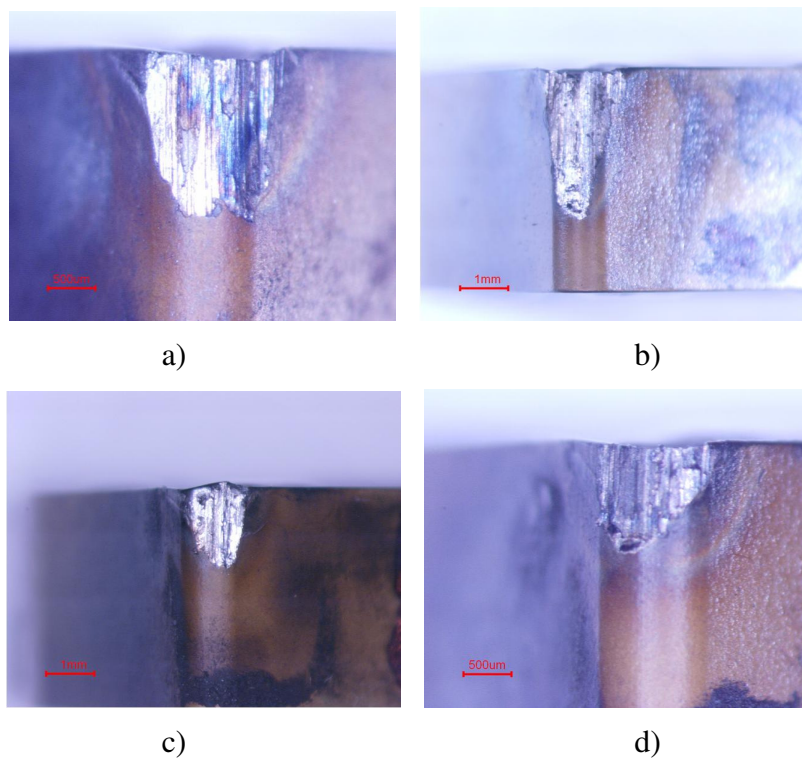


Figura 27. a) Ensaio número 2 $v_c = 425$ m/min. b) Ensaio número 5 $v_c = 375$ m/min.
c) Ensaio número 8 $v_c = 325$ m/min. d) Ensaio número 11 $v_c = 275$ m/min.

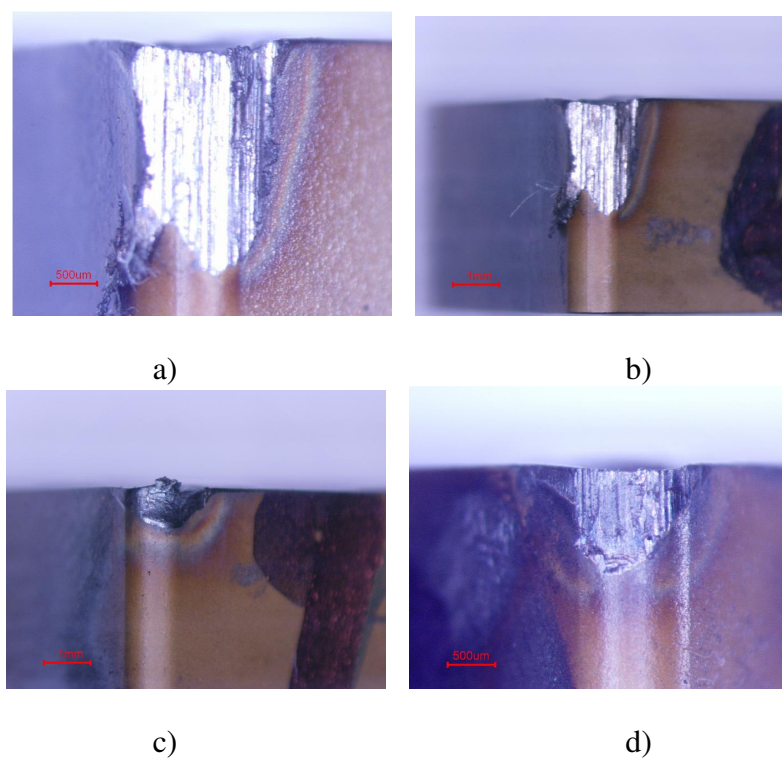


Figura 28. a) Ensaio número 3 $v_c = 425$ m/min. b) Ensaio número 6 $v_c = 375$ m/min.
c) Ensaio número 9 $v_c = 325$ m/min. d) Ensaio número 12 $v_c = 275$ m/min.

A tabela 3 a seguir apresenta o valor do desgaste v_b médio obtido para os ensaios realizados conforme item 3.2

Tabela 3. Cálculo do desgaste v_b real para cada ensaio.

Ensaio	Descrição	Escala foto (microns)	Escala foto medida (mm)	Vb foto medida (mm)	Vb real (mm)
1	vc=425; Com fluido	250	27,18	34,81	0,32
2	vc=425; MQL	500	29,57	102,06	1,73
3	vc=425; Sem fluido	500	30,04	142,59	2,37
4	vc=375; Com fluido	1000	27,23	35,3	1,30
5	vc=375; MQL	1000	26,71	80,12	3,00
6	vc=375; Sem fluido	1000	25,44	63,6	2,50
7	vc=325; Com fluido	1000	27,18	36,24	1,33
8	vc=325; MQL	1000	28,74	47,21	1,64
9	vc=325; Sem fluido	1000	29,76	23,6	0,79
10	vc=275; Com fluido	250	28,61	43,87	0,38
11	vc=275; MQL	500	29,09	61,52	1,06
12	vc=275; Sem fluido	500	29,09	64,38	1,11

Os gráficos a seguir apresentam o tempo de vida da ferramenta em minutos em função da velocidade de corte em m/min para os três sistemas de lubrificação/refrigeração, conforme item 3.2.

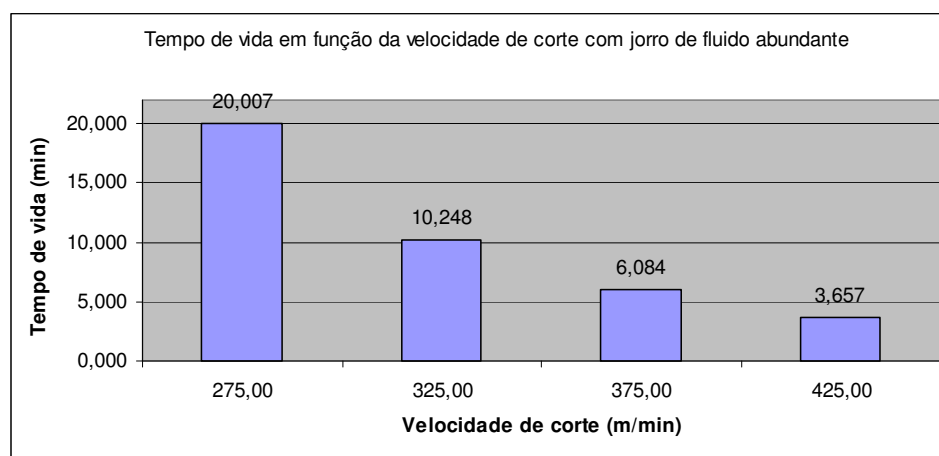


Figura 29. Tempo de vida da ferramenta em função da velocidade de corte com jorro de fluido abundante.

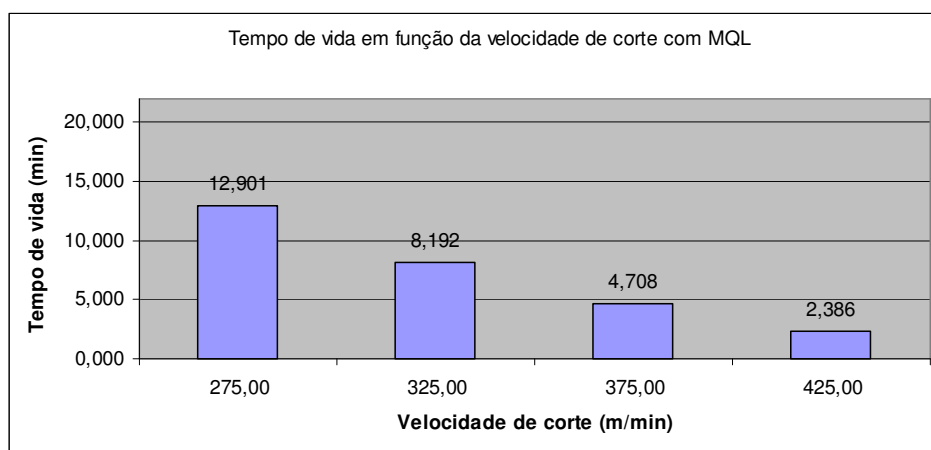


Figura 30. Tempo de vida da ferramenta em função da velocidade de corte com sistema MQL.

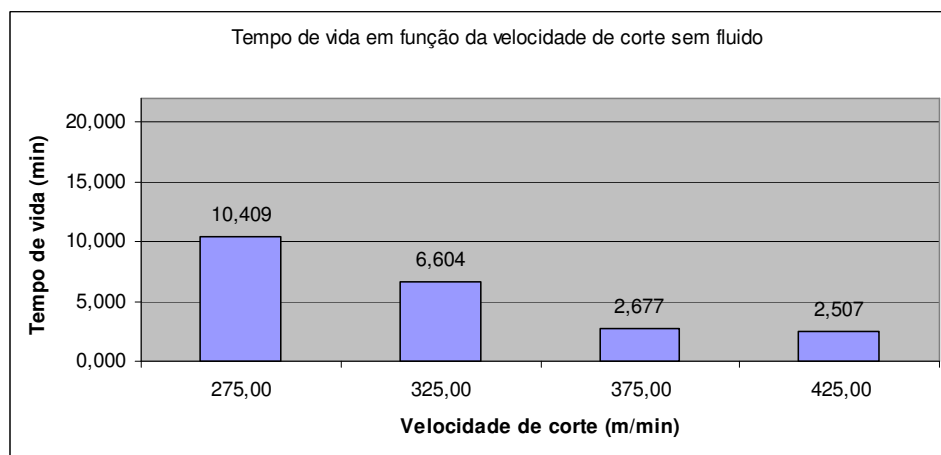


Figura 31. Tempo de vida da ferramenta em função da velocidade de corte para usinagem sem sistema de lubrificação/refrigeração.

A partir dos valores do tempo de vida, em minutos para cada ensaio, foi possível calcular os parâmetros x e K da equação de Taylor para cada condição de lubrificação/ refrigeração. A interpolação para definição de x e K utilizados para a determinação das velocidades de mínimo custo (v_{co}) e a velocidade de máxima produtividade (v_{mp}) tomou os valores de v_c e T extremos da faixa, ou seja, o par de velocidades 275 e 425 m/min, utilizando a Eq. (24) como função interpoladora.

Tabela 4. Cálculo do coeficiente K e do expoente x para sistema com jorro de abundante de fluido combinando 2 a 2 as condições de corte utilizadas.

V_{c1}	$T1$	V_{c2}	$T2$	x	K
275	20,07	325	10,25	4,02	1,31E+11
275	20,07	375	6,08	3,85	4,90E+10
275	20,07	425	3,66	3,91	6,97E+10
325	10,25	375	6,08	9,64	1,46E+10
325	10,25	425	3,66	3,84	4,56E+10
375	6,08	425	3,66	4,07	1,79E+11
[m/min]	[min]	[m/min]	[min]	-	-

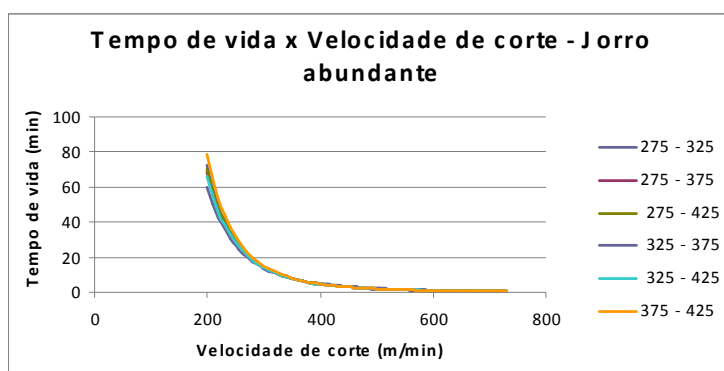


Figura 32. Curva de Tempo de vida x velocidade de corte para jorro abundante.

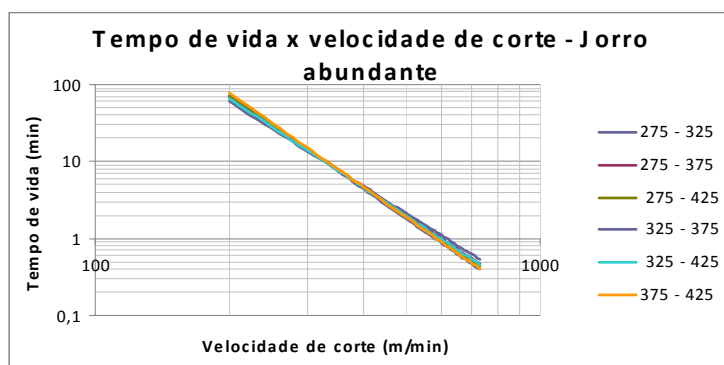


Figura 33. Curva de Tempo de vida x velocidade de corte para jorro abundante dilogaritmizada.

Tabela 5. Cálculo do coeficiente K e do expoente x para sistema MQL.

V_{c1}	$T1$	V_{c2}	$T2$	x	K
275	12,90	325	8,19	2,72	5,52E+07
275	12,90	375	4,71	3,25	1,09E+09
275	12,90	425	2,39	3,88	3,70E+10
325	8,19	375	4,71	3,87	4,33E+10
325	8,19	425	2,39	4,60	2,91E+12
375	4,71	425	2,39	5,43	4,47E+14
[m/min]	[min]	[m/min]	[min]	-	-

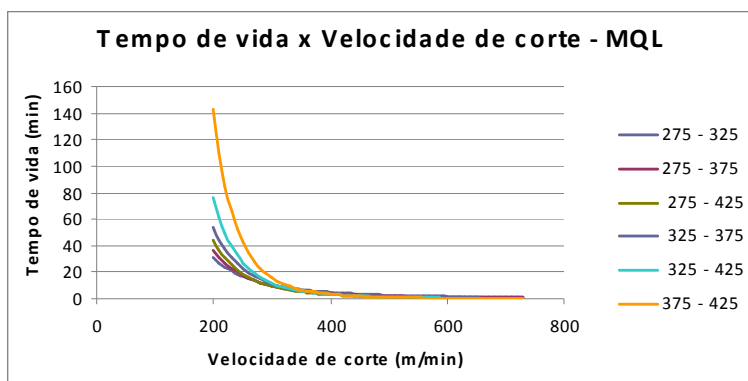


Figura 34. Curva de Tempo de vida x velocidade de corte para MQL.

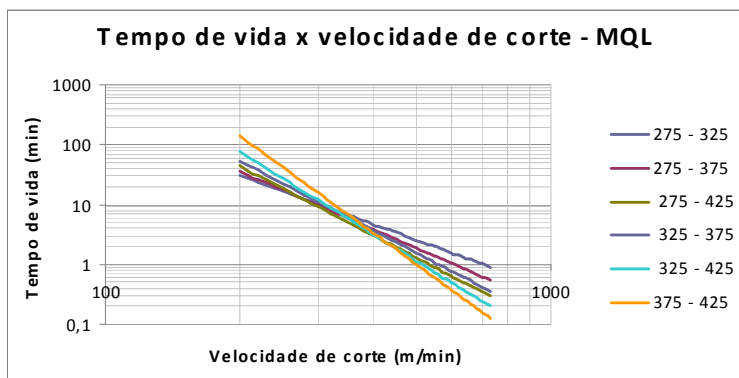


Figura 35. Curva de Tempo de vida x velocidade de corte para MQL dilogaritmizada.

Tabela 6. Cálculo do coeficiente K e do expoente x para ensaio sem lubrificação/refrigeração.

$Vc1$	$T1$	$Vc2$	$T2$	x	K
275	10,41	325	6,60	2,72	4,58E+07
275	10,41	375	2,68	4,38	4,99E+11
275	10,41	425	2,51	3,27	9,88E+08
325	6,60	375	2,68	6,31	4,68E+16
325	6,60	425	2,51	3,61	7,75E+09
375	2,68	425	2,51	0,52	5,98E+01
[m/min]	[min]	[m/min]	[min]	-	-

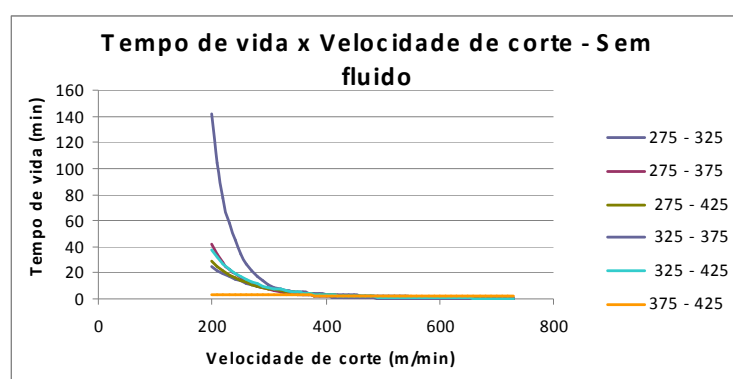


Figura 36. Curva de Tempo de vida x velocidade de corte para ensaio sem lubrificação/refrigeração.

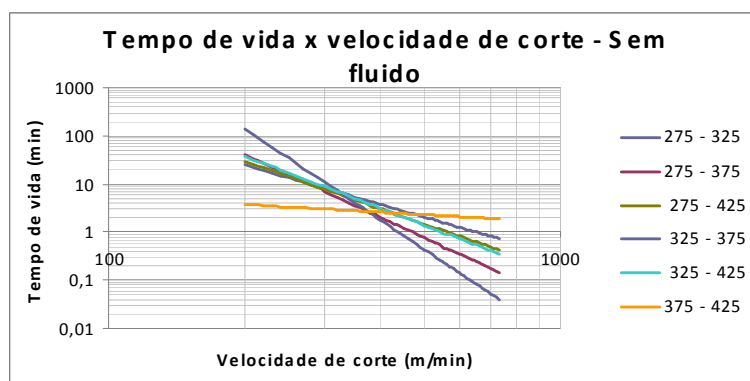


Figura 37. Curva de Tempo de vida x velocidade de corte para ensaio sem lubrificação/refrigeração dilogaritmizada.

Utilizando a Eq. (34) foi possível calcular as velocidades de corte de máxima produtividade, tomando a parcela do tempo de troca e reafiação da ferramenta (t_{ft} e t_{fa}) como constantes, iguais a 3 min. A Tab. (7) apresenta o valor da v_{mp} para as

três condições de lubrificação/refrigeração utilizando os valores de x e K conforme as Tab. (4), (5) e (6):

Tabela 7. Velocidade de corte de máxima produtividade.

<i>Condição de lubrificação / refrigeração</i>	<i>Velocidade de máxima produtividade</i>
Jorro abundante	340,30 m/min
MQL	305,00 m/min
Sem fluido	312,74 m/min

Para o cálculo da velocidade corte de mínimo custo dado pela Eq. (53) fez-se necessário o compute de alguns valores para definir as parcelas que compõem o custo C_2 e C_3 . A Tab. (8) apresenta os valores médios obtidos no mercado.

Tabela 8. Compute de valores para cálculo de C_2 e C_3 .

<i>Item</i>	<i>Valor</i>
H – horas trabalhadas por ano	4224 horas
v_{mi} – valor inicial da máquina	R\$ 250.000,00
m – idade da máquina	3 anos
M – idade da máquina	25 anos
J – juros anuais	12 % a.a.
E_m – espaço ocupado pela máquina	10 m ²
C_c – custo do espaço ocupado (impostos)	R\$ 200,00
E_c – energia consumida por ano	R\$ 15.000,00
C_{mc} – custo anual de manutenção	R\$ 15.000,00
sal – salário do operador	R\$ 7,5/hora
C_i – custos administrativos	R\$ 0,05/peça
C_F – custo de ferramenta por peça	R\$ 0,013/peça
C_{Ft} – custo da ferramenta por reafiação(por aresta)	R\$ 5,2/reafiação

Obs: Referência monetária: R\$1,00 → U\$ 0,58 (dólar americano) → € 0,39 (euro)
data da visita ao site do banco central brasileiro: 04/12/2009.

Com estes valores é possível calcular por meio da Eq. (37) e da Eq. (43) respectivamente o custo com máquina por hora $C_m = \text{R\$ } 16,19$ e o custo de uma hora de máquina $C_H = \text{R\$ } 31,26$. Utilizando as Eq. (49) e Eq. (50), calcula-se a soma dos custos com mão de obra e com máquina $C_2 = \text{R\$ } 47,45$ para uma hora de máquina disponibilizada e os custos com ferramenta $C_3 = \text{R\$ } 6,71$. A Tab. (9) apresenta o valor de v_{co} para as três condições de lubrificação/refrigeração utilizando a Eq. (53) e os custos supracitados:

Tabela 9. Velocidade de corte de mínimo custo.

<i>Condição de lubrificação / refrigeração</i>	<i>Velocidade de mínimo custo</i>
Jorro abundante	259,90 m/min
MQL	232,00 m/min
Sem fluido	226,85 m/min

4.1 Ensaios com v_{co} e v_{mp} determinados

Foram realizados ensaios para validação das velocidades v_{co} e v_{mp} .

A figura 38 apresenta o desgaste da superfície de folga (v_b) para ensaios com lubrificação/refrigeração via jorro abundante. A Fig. (39) apresenta o desgaste da superfície de folga (v_b) para ensaios com MQL e a Fig. (40) para os ensaios realizados sem lubrificação/refrigeração. Demais parâmetro conforme Tab. (2).

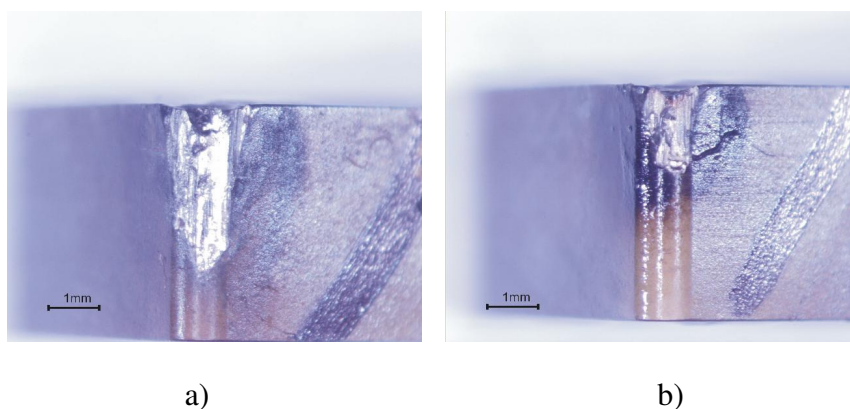
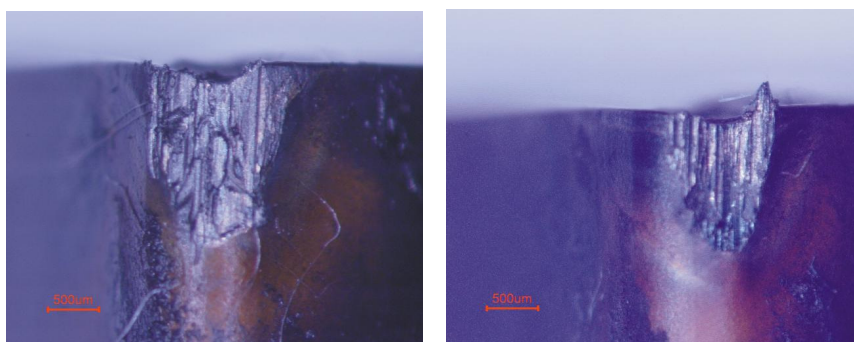


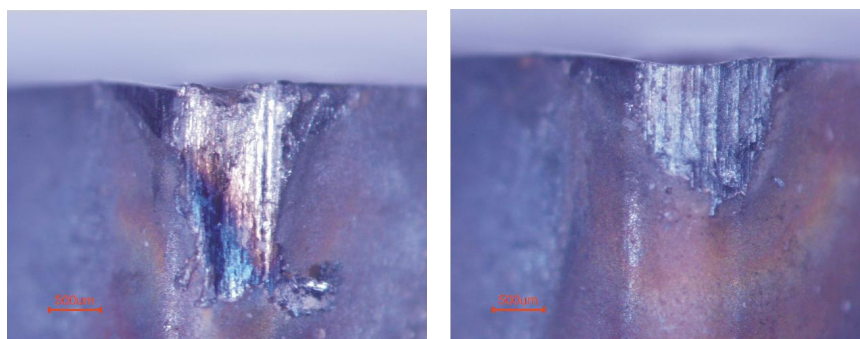
Figura 38. a) $v_{mp} = 340,3$ m/min. b) $v_{co} = 259,9$ m/min. Com jorro abundante.



a)

b)

Figura 39. a) $v_{mp} = 305,00$ m/min. b) $v_{co} = 232,00$ m/min. Com MQL.



a)

b)

Figura 40. a) $v_{mp} = 312,74$ m/min. b) $v_{co} = 226,85$ m/min. Sem fluido.

A tabela 10 a seguir apresenta o valor do desgaste v_b médio obtido para os ensaios realizados conforme item 3.2 utilizando as velocidades de mínimo custo e de máxima produtividade.

Tabela 10. Cálculo do desgaste v_b real para cada ensaio.

Ensaio	Descrição	Escala foto (microns)	Escala foto medida (dpi)	Vb foto medida (dpi)	Vb real (mm)
13	vc=340,30; Com fluido	1000	55,39	182,86	3,30
14	vc=305,00; MQL	500	54,68	200,97	1,84
15	vc=312,74; Sem fluido	500	56,09	240,71	2,15
16	vc=259,90; Com fluido	1000	54,68	96,30	1,76
17	vc=232,00; MQL	500	56,09	157,69	1,41
18	vc=226,85; Sem fluido	500	53,98	161,10	1,49

Os gráficos a seguir apresentam o tempo de vida da ferramenta em minutos em função da velocidade de corte em m/min para os três sistemas de lubrificação/refrigeração, conforme item 3.2, utilizando v_{co} e v_{mp} .

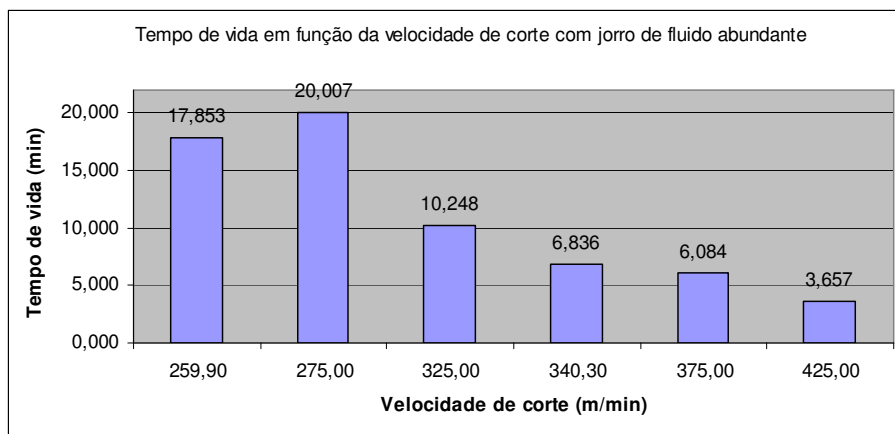


Figura 41. Tempo de vida da ferramenta em função da velocidade de corte com jorro de fluido abundante. Com $v_{co} = 259,90$ m/min e $v_{mp} = 340,30$ m/min.

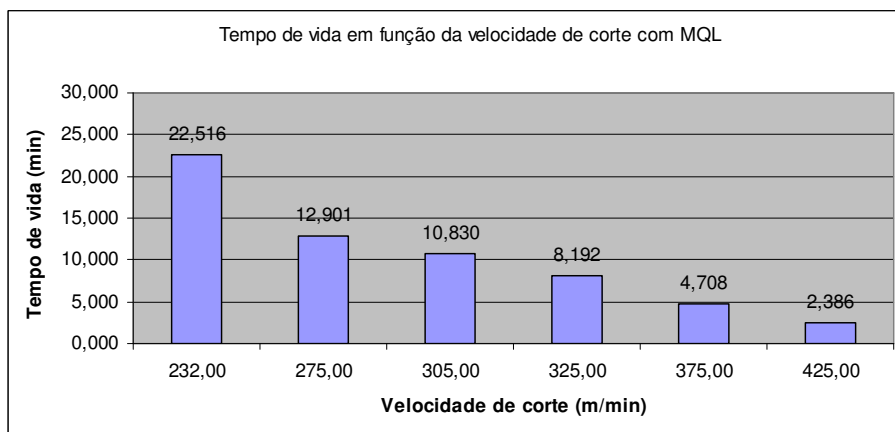


Figura 42. Tempo de vida da ferramenta em função da velocidade de corte com sistema MQL. Com $v_{co} = 232,00$ m/min e $v_{mp} = 305,00$ m/min.

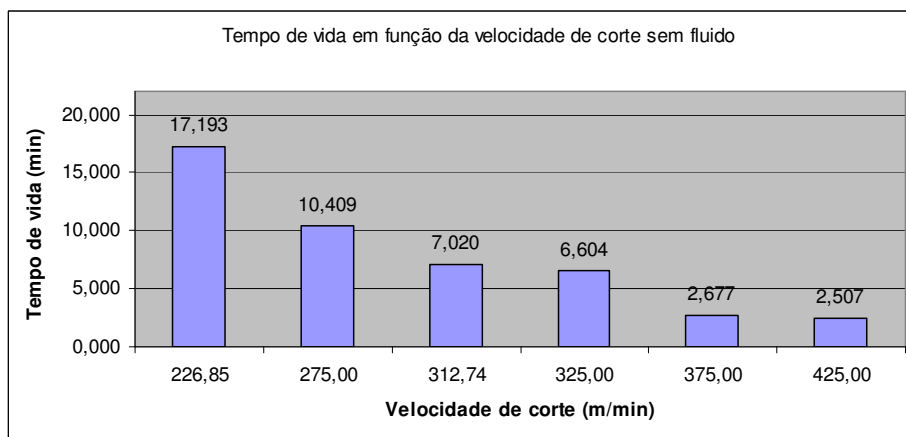


Figura 43. Tempo de vida da ferramenta em função da velocidade de corte para usinagem sem sistema de lubrificação/refrigeração. Com $v_{co} = 226,85$ m/min e $v_{mp} = 312,74$ m/min.

5 ANÁLISE ECONÔMICA

5.1 Análise econômica comparativa em v_{co} entre os sistemas de lubrificação/refrigeração

Para esta análise comparativa entre os três sistemas de lubrificação/refrigeração foram utilizadas as velocidades v_{co} como parâmetros, uma vez que estas foram calculadas, para cada sistema, utilizando o mesmo método. Para esta modelagem assume-se um lote de $Z = 4000$ peças. Cada aresta da ferramenta é capaz de produzir $Z_t = 400$ peças, logo serão necessárias $n_a = 10$ arestas, isto representa um custo com ferramenta para produção do lote de $C_{an} = R\$52,00$. Este custo substituirá o custo com reafiação, e o mesmo é introduzido na Eq. (50) modificando esta equação para:

$$C_3 = t_{ft} \cdot \frac{C_2}{60} + C_{an} \quad (54)$$

A equação 54 deve ser substituída na Eq. (47) ao invés da Eq. (50). Adotando como parâmetros comuns o tempo de posicionamento, fixação, inspeção e retirada da peça $t_s = 15$ min, tempo de preparação da máquina $t_p = 10$ min, comprimento usinado $L = 280$ mm, diâmetro da peça $d = 67,8$ mm, avanço $f = 0,25$ mm/rev, x e K pertinentes a cada velocidade. Sendo os custos improdutivos $C_l = R\$ 225,03$ calculado pela Eq. (48) e constante para os três sistemas de lubrificação/refrigeração.

O custo C_2 é dado em R\$/hora, logo para este valor ser inserido no compute do custo de usinagem C_p este deve ser multiplicado por um fator β que é o total de horas de utilização da máquina para a produção de um lote, sendo calculado da forma a seguir:

$$\beta = a_n \cdot \frac{T_c}{\zeta} \quad (55)$$

Onde:

T_c é o tempo de corte, sendo um dado experimental conforme Fig. (38), (39) ou (40).

$a_n = 10$ é o número de arestas para produção de um lote.

$\zeta = 60$ é responsável por freqüenciar o β em horas.

5.1.1 Usinagem utilizando jorro de fluido abundante

No computo do custo de usinagem C_p Eq. (47) para este sistema é necessário adicionar o custo de troca (C_{troca}) e o custo de reposição do fluido (C_{rep}).

O C_{troca} [R\$/ano] por se tratar de uma manutenção programada para acontecer com uma frequência definida pelo v_{co} pode ser adicionada ao custo de manutenção da máquina (C_{mc}) na Eq. (37).

$$C_{troca} = C_{trat} \cdot \frac{Cap_{tanque}}{\Psi} \quad (56)$$

Onde:

$Cap_{tanque} = 250$ litros.

$\Psi = 2$ anos. É o intervalo de troca em anos.

$C_{trat} = \text{R\$}5,45/\text{litro}$. Custo estabelecido pela empresa Saniplan Engenharia para acondicionamento, transporte, tratamento e fornecimento do certificado de tratamento de resíduos.

Assim pela Eq. (54) $C_{troca} = \text{R\$} 681,25$.

Analogamente acontece com C_{rep} [R\$/ano] também adicionado a Eq. (37).

$$C_{rep} = \frac{C_{\acute{o}leo} \cdot Q_{\acute{o}leo} + C_{\acute{a}gua} \cdot Q_{\acute{a}gua}}{\Psi} \quad (57)$$

Onde:

$C_{\acute{o}leo} = \text{R\$}33,14/\text{litro}$. Valor estipulado pelo fornecedor.

$Q_{\acute{o}leo} = 20$ litros. Óleo necessário para se conseguir uma concentração de 8 – 10% em volume.

$C_{\acute{a}gua} = \text{R\$}10,00/\text{m}^3$. Valor da água de uso industrial no estado de São Paulo.

$Q_{\acute{a}gua} = 230$ litros ou $0,230 \text{ m}^3$. Água necessária para se conseguir uma concentração de 8 – 10% em volume.

$\Psi = 2$ anos. É o intervalo de troca em anos.

Assim pela Eq. (55) $C_{rep} = \text{R\$} 332,55$.

Sendo:

$T_c = 17,853$ min. Dado experimental conforme Fig. (38).

Pela equação 55 tem se $\beta = 2,98$

Logo adicionando os resultados numéricos da Eq.(54) e Eq. (56) em C_{mc} e multiplicando C_2 por β ambos na Eq. (37) e calculando os outros parâmetros pertinentes a esta equação: $v_{co} = 259,9$ m/min tem se que o custo de usinagem $C_p = \text{R\$ } 229,36$ por lote.

5.1.2 Usinagem utilizando sistema MQL

No computo do custo de usinagem C_p Eq. (47) para este sistema é necessário adicionar o custo de óleo consumido (C_{cons}) e o custo do investimento e manutenção do sistema de exaustão (C_{inv}) e (C_{man}).

O C_{cons} [R\$] é o custo do insumo utilizado na produção de um lote, este custo deve ser adicionado a (C_3) na Eq. (54) representando assim o custo total relativo à ferramenta. Este custo tem sua formulação detalhada a seguir:

$$Q_{\text{óleo}} = \frac{Cons_{MQL}}{\zeta} \cdot T_c \quad (58)$$

Onde:

$Cons_{MQL} = 92,1$ ml/h. Vazão consumida pelo sistema de MQL.

$T_c = 22,5$ min. Dado experimental conforme Fig. (39).

Logo $Q_{\text{óleo}} = 34,5$ ml/aresta. Sendo assim para a fabricação de um lote de 4000 peça seriam necessários $Q_{\text{óleo}} = 345$ ml/lote_Z.

$\zeta = 60$ é responsável por freqüenciar o $Cons_{MQL}$ em minutos.

Pode se então formular C_{cons} como:

$$C_{cons} = Q_{\text{óleo}} \cdot \frac{Preço_{\text{óleo}}}{\xi} \quad (59)$$

Onde :

$Preço_{\text{óleo}} = \text{R\$ } 19,09/\text{l}$. Valor estipulado pelo fornecedor.

E utilizando o resultado numérico da Eq. (58) tem se que $C_{cons} = \text{R\$ } 6,59$.

$\xi = 1000$ responsável por freqüenciar o $Preço_{\text{óleo}}$ em mililitros.

O C_{inv} [R\$/ano] foi tratado como um investimento prévio na máquina operatriz. Logo este é depreciado ao longo do tempo devido à produção de riqueza. Como forma de simplificação no relacionamento dos custos, o sistema de bombeamento foi considerado, em termos de custo, equivalente ao sistema de injeção de fluido com jorro abundante original da máquina operatriz Fig. (23) a), sendo assim os custos contabilizados são aqueles referentes a um sistema de exaustão industrial NON4 da

empresa Nederman & Co. com sistema de filtragem para óleo e posteriormente (em série) um sistema de retenção de fumos específico para usinagem.

$$C_{inv} = C_{NON4} + C_{fumos} \quad (60)$$

Onde:

C_{NON4} = R\$17.000,00. Valor estipulado pelo fornecedor referente ao sistema de exaustão com o módulo de filtragem para óleo.

C_{fumos} = R\$6.000,00. Valor estipulado pelo fornecedor referente ao módulo de filtragem de fumos especificamente gerados em usinagem.

Determinando C_{inv} = R\$23.000,00. Este valor deverá ser adicionado a v_{mi} compondo o novo valor inicial da máquina v_{mi} = R\$273.000,00.

O C_{man} [R\$/ano] por se tratar de uma manutenção programada para acontecer a cada um ano e seis meses deve ser adicionada ao custo de manutenção da máquina (C_{mc}) na Eq. (37). A seguir consta de descrição deste custo:

$$C_{man} = \frac{(C_{fltóleo} + C_{fltumos}) \cdot \lambda}{\tau} \quad (61)$$

Onde:

$C_{fltóleo}$ = R\$ 3.500,00. Valor do filtro de partículas de óleo estipulado pelo fornecedor

$C_{fltumos}$ = R\$ 3.500,00. Valor do filtro de fumos específico para usinagem estipulado pelo fornecedor

Assim pode se concluir que C_{man} = R\$4.666,67/ano

As constantes λ = 12 número de meses de um ano e τ = 18 meses necessários para a troca do filtro, sendo responsáveis por freqüenciar o C_{man} para um ano.

A partir de:

T_c = 22,51 min. Um dado experimental conforme Fig. (39).

Pela equação 55 tem se β = 3,75.

Logo adicionando o resultado numérico da Eq.(59) na Eq. (54). E adicionando os resultados numéricos das Eq. (60) e Eq. (61) em C_{mc} e multiplicando C_2 por β e somando se C_{mc} e C_2 na Eq. (37) e calculando os outros parâmetros pertinentes a esta equação: v_{co} = 232 m/min tem se que o custo de usinagem C_p = R\$ 231,18 por lote.

5.1.3 Usinagem sem fluido lubrificante/refrigerante

Este é o mais simples dos três sistemas de lubrificação/refrigeração, pois não necessita de acréscimo de nenhum custo específico na equação que define C_p .

Porém é necessário contabilizar β como sendo:

$T_c = 17,193$ min. Um dado experimental conforme Fig. (40).

Pela equação 55 tem se $\beta = 2,87$.

Sendo assim o valor de C_p é calculado multiplicando se C_2 por β na Eq. (37) e utilizando o cálculo de outros parâmetros pertinentes a esta equação:

$v_{co} = 226,85$ m/min tem se que o custo de usinagem $C_p = \text{R\$ } 230,57$ por lote.

5.2 Análise econômica comparativa em v_{mp} entre os sistemas de lubrificação/refrigeração

Analogamente a modelagem feita no item 5.1 para obtenção da análise comparativa entre os três sistemas de lubrificação/refrigeração e utilizando velocidades v_{mp} como parâmetro e sendo os custos improdutivos $C_l = \text{R\$ } 225,03$ calculado pela Eq. (48) e constante para os três sistemas de lubrificação/refrigeração. Assim foi calculado para cada sistema:

5.2.1 Usinagem utilizando jorro de fluido abundante

Pela equação 54 $C_{troca} = \text{R\$ } 681,25$.

Pela equação 56 $C_{rep} = \text{R\$ } 332,55$.

Sendo:

$T_c = 6,836$ min é um dado experimental conforme Fig. (38).

Pela equação 55 tem se $\beta = 1,14$.

Logo adicionando os resultados numéricos da Eq.(54) e Eq. (56) em C_{mc} e multiplicando C_2 por β ambos na Eq. (37) e calculando os outros parâmetros pertinentes a esta equação: $v_{mp} = 340,3$ m/min tem se que o custo de usinagem $C_p = \text{R\$ } 230,03$ por lote.

5.2.2 Usinagem utilizando sistema MQL

Pela equação 58 $Q_{\text{óleo}} = 34,5$ ml/aresta. Sendo assim para a fabricação de um lote de 4000 peça seriam necessários $Q_{\text{óleo}} = 345$ ml/lote_Z.

Pela equação 59 $C_{\text{cons}} = \text{R\$ } 3,17$.

Pela equação 60 $C_{\text{inv}} = \text{R\$ } 23.000,00$. Este valor deverá ser adicionado a v_{mi} compondo o novo valor inicial da máquina $v_{mi} = \text{R\$ } 273.000,00$.

Pela equação 61 $C_{\text{man}} = \text{R\$ } 4.666,67/\text{ano}$.

Sabendo se:

$T_c = 10,83$ min é um dado experimental conforme Fig. (38).

Pela equação 55 tem se $\beta = 1,81$.

Logo adicionando o resultado numérico da Eq.(59) na Eq. (54). E adicionando os resultados numéricos das Eq. (60) e Eq. (61) em C_{mc} e multiplicando C_2 por β e substituídos na Eq. (37) e calculando os outros parâmetros pertinentes a esta equação: $v_{mp} = 305$ m/min tem se que o custo de usinagem $C_p = \text{R\$ } 231,74$ por lote.

5.2.3 Usinagem sem fluido lubrificante/refrigerante

O valor do custo de usinagem C_p é calculado multiplicando se C_2 por β na Eq. (37).

Sendo:

$T_c = 7,020$ min é um dado experimental conforme Fig. (38).

Pela equação 55 tem se $\beta = 1,17$.

Utilizando o cálculo de outros parâmetros pertinentes a esta equação:

$v_{mp} = 312,7$ m/min tem se que $C_p = \text{R\$ } 231,84$ por lote.

5.3 Comparativo das velocidades

Tendo em mãos os custos calculados nos itens 5.1 e 5.2 é possível gerar uma tabela comparativa dos custos adicionais calculados para cada um dos sistemas de lubrificação/refrigeração Tab. (11).

Tabela 11. Custos adicionais para cada sistema de lubrificação/refrigeração.

	Jorro abundante		MQL		Sem fluido	
Item	v_{co}	v_{mp}	v_{co}	v_{mp}	v_{co}	v_{mp}
v_c [m/min]	259,90	340,30	232,00	305,00	276,85	312,74
β [horas]	2,95	1,14	3,75	1,81	2,87	1,17
C_I	225,03	225,03	225,03	225,03	225,03	225,03
C_2	142,61	54,61	192,25	92,50	135,97	55,52
C_3	59,13	54,73	68,21	59,80	58,79	54,78
C_{troca}	681,25	681,25	-	-	-	-
C_{rep}	332,55	332,55	-	-	-	-
C_{cons}	-	-	6,59	3,17	-	-
C_{inv}	-	-	23.000,00	23.000,00	-	-
C_{man}	-	-	4.666,67	4.666,67	-	-
C_{mc}	16.013,80	16.013,80	19.666,67	19.666,67	15.000,00	15.000,00
C_p	229,36	230,03	231,18	231,74	230,57	231,84

Onde:

β [horas] é o tempo total de uso da máquina em horas para cada velocidade de corte;

C_I [R\$] são os custos independentes da velocidade de corte;

C_2 [R\$] são os custos com mão de obra e com máquina;

C_3 [R\$] são os custos com ferramenta;

C_{troca} [R\$] é o custo de troca do fluido;

C_{rep} [R\$] é o custo de reposição do fluido;

C_{cons} [R\$] custo do insumo utilizado para a produção de um lote;

C_{inv} [R\$] custo do investimento em sistema de exaustão;

C_{man} [R\$] custo de manutenção do sistema de filtragem;

C_{mc} [R\$] custo de conservação da máquina;

C_p [R\$] custo de usinagem por lote Eq. (47) adaptada.

Obs: Referência monetária: R\$1,00 $\rightarrow$ U\$ 0,58 (dólar americano) $\rightarrow$ € 0,39 (euro)
data da visita ao site do banco central brasileiro: 04/12/2009.

Sendo possível também traçar o gráfico simplificado do custo total de usinagem por peça em função da velocidade de corte representado na Fig. (41).

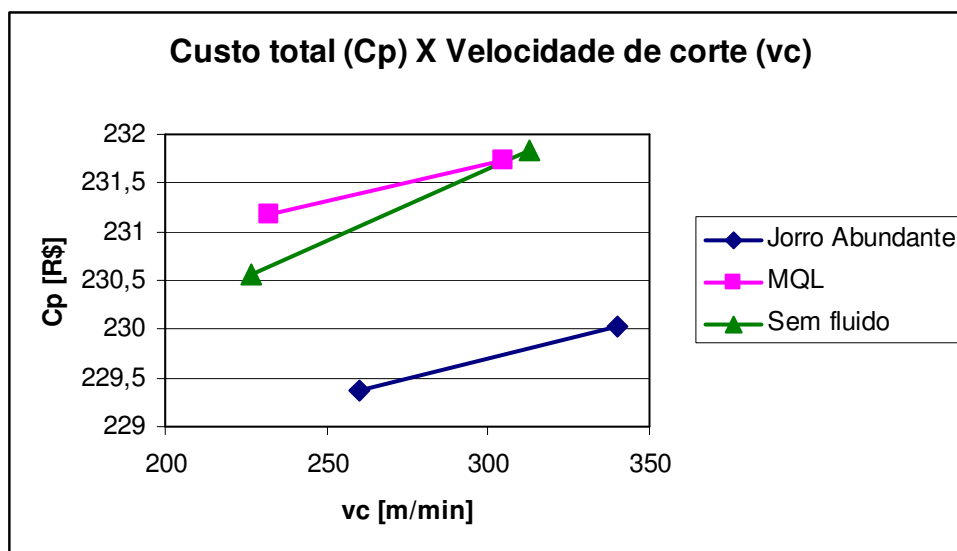


Figura 44. Custo de usinagem por peça C_p em função da velocidade de corte para os três sistemas de lubrificação/refrigeração. Para v_{co} e v_{mp} .

6 DISCUSSÕES E CONCLUSÕES

A partir das Fig. (26), (27) e (28) é possível observar que o desgaste ocorrido foi predominantemente abrasivo com ocorrência principal na superfície de folga. Não foi observada adesão significativa, ou seja, a região de velocidade ensaiada está acima daquela com valores propícios a formar aresta postiça de corte (APC) como visto no trecho a-b da Fig. (21).

De maneira evolutiva, a partir das figuras supracitadas, o desgaste foi maior para o corte sem fluido e depois para o corte com MQL. Seja para baixas velocidades bem como para altas estas tendência se reproduz.

Os gráficos apresentados nas Fig. (29), (30) e (31) demonstram que a tendência de manipulação de v_c , em ordem crescente, representa uma queda no tempo de vida, conforme esperado e visto em literatura ^[22].

Dos ensaios reproduzidos, conforme item 3.2, o sistema com jorro de fluido abundante proporcionou maior tempo de vida em todas as velocidades.

O corte sem fluido acima de 375 m/min possui uma expectativa de baixo tempo de vida, pois estas velocidades podem ser consideradas acima da faixa usual de mercado, ou seja, o desgaste v_b é excessivo e antecipado.

A tabela 4 apresenta o cálculo de x e K , tomando as velocidades ensaiadas duas a duas. É um fato observar que o parâmetro x é praticamente o mesmo para qualquer combinação dois a dois, ou seja, o coeficiente x que representa o coeficiente angular das curvas vistas na Fig. (33) é praticamente o mesmo.

Isso significa que as interpolações dois a dois, tomados os valores extremos, representam x idênticos, quando estes mesmos valores tomados dois a dois não são extremos. Isto consolida que x é constante para qualquer velocidade considerada para o sistema de jorro de fluido abundante.

A figura 32 representa a curva de Taylor para o intervalo considerado. Esta curva demonstra que a região após o desgaste com APC, conforme ^[22] e ^[23], é a região mais adequada de operação.

Mesmo com a variação do coeficiente K em uma ordem de grandeza, o comportamento das curvas de Taylor é coincidente, independentemente da combinação de velocidades.

A tabela 5 representa os coeficientes x e K para o sistema MQL. É possível observar que a tendência vista na Tab. (4) não se observa na Tab. (5), ou seja, x e K possuem valores diferentes com apreciável diferença gráfica quando tomados dois a dois. Esta variação se deu pelo aumento do desgaste de maneira acentuada, conforme pode ser visto na composição das Fig. (29) e Fig. (30).

A justificativa para a mudança de x e K quando os valores são tomados dois a dois, baseados nas Fig. (29) e (30), é não haver uma redução média observável. Qualitativamente pode se afirmar que há uma redução, mas não-linear para o tempo de vida entre o uso de jorro abundante e MQL.

A tabela 6 demonstra a mesma tendência da Tab. (5) em relação à Tab. (4), ou seja, x e K variam para as velocidades tomadas duas a duas. O desgaste excessivo verificado na Fig. (36) representa a curva sem decaimento observada na cor laranja proveniente da combinação de velocidades 375 – 425 m/min, isto indica que para um aumento de v_c , com tempo de vida constante, a curva de Taylor tende a uma reta com coeficiente x tendendo a zero, ou seja, uma reta horizontal. Este caso justifica que o parâmetro de tempo possui maior representação que o parâmetro de velocidade para análise das curvas de Taylor.

A tabela 8 foi compilada com informações teóricas que valem de maneira idêntica para a análise de custo para os três sistemas de lubrificação/refrigeração.

As figuras (38), (39) e (40) representam a tendência de desgaste com decaimento à medida que se aumenta a velocidade de corte. Exceto pelo tempo de vida proporcionado por $v_c = 275$ m/min com fluido abundante, todos os demais pontos respeitam o comportamento inversamente proporcional da curva de tempo de vida (t) versus v_c .

Uma explicação para este desvio de comportamento está associada ao valor de tempo obtido com a velocidade de 275 m/min. É relevante considerar algumas condições metalúrgicas como “ponta de barra” e “casca de laminação” para justificar a distorção deste valor.

Para uma análise mais completa dos custos envolvidos no processo de usinagem, alguns termos referentes aos custos foram incorporados à equação do custo total de usinagem C_p . Todo o equacionamento foi feito de modo a obter o custo

total para um lote de $Z = 4000$ peças. A Tab. (11) compila os custos descritos e mensurados detalhadamente nos itens 5.1 e 5.2.

Pode se verificar que os custos independentes da velocidade de corte C_1 são exatamente iguais para os três sistemas de lubrificação/refrigeração. Já o custo com mão de obra e maquinário (C_2) é um custo que tem uma variação sensível com a mudança de sistema de lubrificação/refrigeração. O fator mais relevante para esta variação é a multiplicação deste custo, que originalmente é dado em R\$/hora, por β que é o tempo, dado em horas, para a fabricação do lote, assim obtendo C_p [R\$]. Outra observação importante é a pouca variação nos valores de C_3 , custo com ferramenta. Esta variação não é relacionada custo com ferramentas C_{an} , uma vez que o número de arestas para a produção do lote é fixado, esta variação é consequência do tempo de corte que está implícito no cálculo de C_3 por meio de C_2 .

Os demais custos adicionais são específicos de cada sistema de lubrificação/refrigeração e com exceção do custo com óleo consumido por MQL (C_{cons}), os custos se mantêm constantes com as mudanças da velocidade para cada sistema.

Do gráfico da Fig. (41) pode se verificar o comportamento das curvas de custo (C_p) no intervalo de máxima eficiência (IME) para cada sistema de lubrificação/refrigeração de forma bem simplificada, aproximando a curva por uma reta. Comprovando o comportamento diretamente proporcional do custo C_p em função da velocidade de corte v_c , como visto na Fig. (22) do item 2.8.4.

Observando-se a Fig. (41) e analisando os valores de C_p indicados na Tab. (11) é possível comparar os sistemas em termos de custo.

O sistema de lubrificação/refrigeração via jorro abundante é o sistema que representa, na velocidade de mínimo custo (v_{co}), o menor custo, $C_p = \text{R\$ } 229,36$ para $v_{co} = 259,90$ m/min, mantendo este padrão de menor custo até o outro extremo do IME, com $C_p = \text{R\$ } 230,03$ para $v_{mp} = 340,3$ m/min.

O sistema MQL apresenta o maior custo na velocidade de mínimo custo para $v_{co} = 232,0$ m/min com $C_p = \text{R\$ } 231,18$, mantendo este padrão de maior custo até o outro extremo do IME, com $C_p = \text{R\$ } 231,74$ para $v_{mp} = 305,00$ m/min. Apesar de o sistema MQL necessitar de um investimento inicial na máquina, detalhado nos itens 5.1.2 e 5.2.2, este não é o fator mais relevante para justificar este maior custo. Analisando a Tab. (11) pode se verificar que em v_{co} o tempo de uso da máquina é o

maior quando comparado aos outros sistemas, o mesmo comportamento acontece com v_{mp} . Este maior tempo de utilização resulta nos maiores custos C_2 e assim resultando nos maiores custos C_p .

O sistema sem fluido é o sistema que representa, na velocidade de mínimo custo (v_{co}), o segundo menor custo, $C_p = \text{R\$ } 230,57$ para $v_{co} = 276,85$ m/min, já no outro extremo do IME tem se $C_p = \text{R\$ } 231,84$ para $v_{mp} = 312,70$ m/min. Apesar de este sistema apresentar o maior custo C_p (v_{mp}) = $\text{R\$ } 231,84$ de todos os sistemas, superando o sistema MQL, a velocidade a qual os dois custos se igualam é $v_c = 307,07$ m/min, portanto estando fora do IME do sistema MQL. Assim levando em consideração que o IME do sistema MQL tem sua velocidade mais alta em $v_{mp} = 305,00$ m/min, o custo C_p do sistema sem fluido até esta velocidade de corte mantém se como sendo o segundo menor.

Verificou-se pelo gráfico da Fig. (44) que existe uma tendência de o custo C_p do sistema sem fluido ultrapassar o custo do sistema MQL, no entanto, todas as análises são válidas para o intervalo de máxima eficiência, limitados pelas velocidades v_{co} e v_{mp} , logo para estes intervalos de velocidades o sistema MQL representa o maior custo total C_p .

Apesar de o sistema sem fluido não ter associado ao seu custo total C_p termos adicionais, a ausência de qualquer sistema de lubrificação/refrigeração, durante a usinagem, causa uma degradação muito acentuada da ferramenta, o que torna as velocidades de v_{co} e v_{mp} menores quando comparadas aos outros sistemas, este fato resulta em um maior valor de C_p . A análise contrária também é válida, mesmo com a adição dos custos de troca e reposição do fluido no sistema de jorro abundante, este sistema proporciona uma melhor condição tribológica, resultando nas maiores velocidades de v_{co} e v_{mp} proporcionando assim os menores custos totais C_p .

A partir das análises relativas aos custos formuladas no item 2.8 e finalmente detalhadas no item 5, conclui-se que para velocidades dentro dos intervalos de máxima eficiência (IME), que representam as velocidades economicamente viáveis para o processo de usinagem, o custo total da usinagem C_p , descrito na Tab. (11), é qualitativamente igual para os três sistemas de lubrificação/refrigeração, fato este comprovado uma vez que a maior amplitude entre os custos está localizada entre

$v_{co} = 259,9$ m/min com $C_p = \text{R\$ } 229,36$ e $v_{mp} = 312,70$ m/min com $C_p = \text{R\$ } 231,84$, logo uma diferença de R\$ 2,48 para a produção de um lote $Z = 4000$ peças.

No entanto, a partir de uma análise qualitativa do gráfico da Fig. (44), levando em consideração a velocidade de máxima produtividade, verifica-se que para o mesmo custo, o sistema de jorro abundante é 3% mais rápido que o sistema sem fluido para produção de 4000 peças e 37% mais rápido que o sistema MQL para a produção do mesmo lote. Logo a aplicação do sistema de jorro abundante além de apresentar o menor custo total de usinagem C_p para as condições determinadas nas Tab. (8) e (11) tendo seu IME limitado pelas velocidades: $v_{co} = 259,9$ m/min e $v_{mp} = 340,3$ m/min, agrega ao processo um ganho de produtividade, sendo o mais rápido para custos quantitativamente iguais. Sendo, portanto o sistema de jorro abundante o sistema economicamente mais interessante para este tipo de usinagem.

7 REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- [1] – http://www.automotivebusiness.com.br/noticia_det.asp?id_noticia=311
publicada 12/11/2008 – visitado em 02/06/2009
- [2] – http://www.gerdau.com.br/gerdauacosespeciais//port/produtos/construcao_mecanica/pdfs/20.pdf - visitado em 02/06/2009
- [3] - <http://www.fei.edu.br/mecanica/me733/Me733a/ApTorneamento01.pdf> - visitado em 07/06/2009
- [4] - http://www.cimm.com.br/portal/noticia/material_didatico/3351 visitado em 07/06/2009
- [5] – DINIZ, A. E., MARCONDES, F. C., COPPINI, N. L., “Tecnologia da usinagem dos materiais” Artliber editora 2000, 2º edição.
- [6] – CHIAVERINI, V., “Tecnologia Mecânica – Processos de fabricação e tratamento” editora McGraw-Hill 1986 volume 3, 2ª edição.
- [7] – COSTA, É. S., “Apostila de Processo de Usinagem”, Centro Federal de Educação Tecnológica de Minas Gerais, Divinópolis, 2006.
- [8] – OLIVEIRA, J.F.G. DE, ALVES, S. M. “Novos Fluidos de corte adequado ao desempenho mecânico da retificadora e ao meio ambiente”. Revista Máquinas e Metais, p. 28 - 43, abril 2001.
- [9] – RIBEIRO, R. V. “Teoria da Administração”, IESDE Brasil S.A., Curitiba, 2007.
- [10] – STOETERAU, R. L. “Fundamentos da usinagem – Geometria da ferramenta monocortante”, Florianópolis, 2007
- [11] – ACACIO, M. A., SOARES, E. Y. F. “A usinagem em alta velocidade de superligas a base de níquel e cobalto” Usinagem 2008 – Feira e Congresso – São Paulo – Brasil
- [12] – JASPERS, S. P. F. C., DAUTZENBERG, J. H., “Material behavior in metal cutting: strain, strain rates and temperatures in chip formation “- Journal of Materials Processing Technology 121 (2002) 123-135
- [13] – BRESCIANI, E. F., ZAVAGLIA, C. A. de C., NERY, F. A. da C., BOTTON, S. T., “Conformação Plástica dos Metais – Volume II” - Editora da Unicamp – 1986

- [14] – MACHADO, A.R., DINIZ, A. E. “Vantagens e desvantagens do uso (ou não) de fluidos de corte”. Revista Máquinas e Metais, p. 134 - 151, dezembro 2000.
- [15] – NOVASKI, O., DÖRR, J. “Usinagem quase a seco”. Revista Máquinas e Metais, p. 34 - 41, novembro 1999.
- [16] – RODRIGUES, M. A. “Com ou sem fluido eis a questão”. Revista Máquinas e Metais, p. 146 – 150, janeiro 2009.
- [17] – ALVES, J. A. C., FERNANDES, U. de B., DINIZ, A. E., BIANCHI, E. C., AGUIAR, P. R. de, CANARIM, R. C. “Analysis of the influence of sparkout time on grinding using several lubrication/ cooling methods”. Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences and Engineering vol. 31 nº1, Rio de Janeiro. Jan/Mar 2009.
- [18] - <http://www.mmsonline.com/newsletter/issues/images/MQL.jpg> visitado em 06/10/2009
- [19] – <http://www.horkos.co.jp/english/products/imql01.php> visitado em 06/10/2009
- [20] – <http://www.mmsonline.com/articles/developing-a-safer-way-to-machine-magnesium.aspx> visitado em 06/10/2009
- [21] – TAYLOR, F.W., “On the art of cutting metals”. Transactions of ASME, vol. 28 (1907) 31-58
- [22] – FERRARESI, D.” Fundamentos da usinagem dos metais”, Editora Edgard Blücher LTDA, Volume 1.
- [23] – RODRIGUES, M. A. “Entendendo a curva de Taylor”. Revista Máquinas e Metais, a ser publicado, janeiro 2010.