

ROBERTO REIS

**ESTUDO DA INFLUÊNCIA DA GEOMETRIA DA
CUNHA DA FERRAMENTA DE AÇO RÁPIDO NA
USINAGEM DO AÇO ABNT 1045 EM DIFERENTES
CONDIÇÕES LUBRI-REFRIGERANTES**



UNIVERSIDADE FEDERAL DE UBERLÂNDIA
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA
2015

ROBERTO REIS

**ESTUDO DA INFLUÊNCIA DA GEOMETRIA DA CUNHA DA
FERRAMENTA DE AÇO RÁPIDO NA USINAGEM DO AÇO ABNT
1045 EM DIFERENTES CONDIÇÕES LUBRI-REFRIGERANTES**

Dissertação apresentada ao Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Uberlândia, como parte dos requisitos para a obtenção do título de **MESTRE EM ENGENHARIA MECÂNICA**.

Área de Concentração: Materiais e Processos de Fabricação.

Orientador: Prof. Dr. Álisson Rocha Machado

Dados Internacionais de Catalogação na Publicação (CIP)
Sistema de Bibliotecas da UFU, MG, Brasil.

R377e
2015

Reis, Roberto, 1987-

Estudo da influência da geometria da cunha da ferramenta de aço rápido na usinagem do aço ABNT 1045 em diferentes condições lubri-refrigerantes / Roberto Reis. - 2015.

120 f. : il.

Orientador: Álisson Rocha Machado.

Dissertação (mestrado) - Universidade Federal de Uberlândia, Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica.

Inclui bibliografia.

1. Engenharia mecânica - Teses. 2. Usinagem - Teses. 3. Fluidos de corte - Teses. 4. Ferramentas para cortar metais - Teses. I. Machado, Álisson Rocha, 1956- II. Universidade Federal de Uberlândia, Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica. III. Título.

CDU: 621

UBERLÂNDIA - MG

2015

AGRADECIMENTOS

Aos professores Álisson Rocha Machado e Wisley Falco Sales pelos ensinamentos, pela amizade e orientação durante toda a pesquisa.

À faculdade de Engenharia Mecânica e coordenação do curso de Pós graduação em Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Uberlândia, pela oportunidade de realização deste trabalho.

Aos colegas de trabalho do LEPU, Armando Marques, Jairo de Almeida, Luciano Antônio, Cleudes Guimarães, Antônio Vitor e Alcione e ao aluno de iniciação científica Matheus Pereira Carvalho.

Ao Professor do curso de Engenharia Química da UFU Marcos Antônio de Souza Barozzo e a colega Yanne Kiriakids pela ajuda na parte do tratamento estatístico.

À empresa Souza Cruz que me liberou durante o horário de trabalho para frequentar as aulas na UFU.

A meu amigo de infância Cássio Siqueira pelo apoio e ajuda na realização dos testes.

À minha avó Luzia Maria de Jesus Reis, meus pais Roberto Cândido dos Reis e Maria Batista dos Reis, minhas irmãs Aline Reis e Laura Reis, e minha namorada Fernanda Santos Pena pelos ensinamentos, apoio, incentivo, pela motivação e atenção dedicada para a realização deste sonho.

REIS, R. “**Estudo da Influência da Geometria da Cunha da Ferramenta de Aço Rápido na Usinagem do Aço ABNT 1045 em Diferentes Condições Lubri-Refrigerantes**”, 2015. 120f. Dissertação de Mestrado, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia.

Resumo

Atualmente, as empresas que trabalham com a transformação de matéria prima em produto acabado tiveram que refazer seus planejamentos devido a uma nova realidade, cada dia mais comum para se tornarem competitivas. Elas passam por considerável mudança nos ambientes produtivos, impulsionadas pelo comportamento dinâmico do mercado, principalmente por exigências dos clientes e devido ao aumento na competitividade. Diante deste novo cenário, tornou-se ainda mais necessário reduzir custos de produção, que envolvem desde a compra da matéria prima, ferramentas e maquinário. Neste trabalho, dois fatores importantes da usinagem foram considerados, a geometria da cunha cortante e os fluidos de corte. A geometria da cunha cortante, principalmente os ângulos medidos no plano ortogonal ou de medida (ângulos de saída, de cunha e de folga), tem um papel fundamental para o sucesso da operação, uma vez que estes ângulos determinam a resistência da cunha da ferramenta de corte e a quantidade de calor gerado pelo atrito entre o cavaco-ferramenta-peça. Apesar de algumas operações de usinagem ocorrerem a seco, às vezes por não necessitar de fluido ou prejudicar o processo, por questões ambientais e econômicas, o fluido de corte pode ser vital em determinados processos. As funções lubrificantes e refrigerantes, muitas vezes são fundamentais para garantir condições necessárias para a ferramenta de corte realizar a usinagem. Quando a usinagem ocorre com a utilização de fluido de corte, este pode ser aplicado na forma de jorro ou pela técnica MQF – Mínima Quantidade de Fluido. O objetivo deste trabalho é fazer um estudo experimental para otimizar a geometria da cunha cortante no plano ortogonal, com ferramentas de aço rápido – HSS, utilizando o método de faceamento rápido de Brandsma no aço ABNT 1045, avaliando a influência das condições lubri-refrigerantes. O parâmetro de saída utilizado foi o diâmetro em que houve o colapso da ferramenta, que está diretamente ligado à velocidade de corte crítica. Os resultados encontrados nos ensaios permitiram comparações entre as condições lubri-refrigerantes e a verificação da influência dos ângulos de folga e de saída no diâmetro de colapso da ferramenta. Os valores dos ângulos de saída e folga que melhor maximizaram o diâmetro de

colapso da ferramenta dependeram apenas do sistema lubri-refrigerante utilizado, pois as demais variáveis eram fixas para todos os testes. De um modo geral, a combinação do ângulo de folga de 9° com o ângulo de saída também de 9° , na condição de aplicação do fluido de corte na forma de jorro (90 l/h), gerou o melhor resultado. Estes resultados são importantes para contribuir no conhecimento do processo, permitindo a redução de custos, por se tratar de um direcionamento quanto à melhor geometria da cunha da ferramenta e à condição lubri-refrigerante, as quais podem ser aplicadas na produção de peças em pequenas empresas/indústrias.

REIS, R. “Study of Influence of Geometry of HSS Tool in Machining of ABNT 1045 Steel in Different Lubri-cooling Conditions”, 2015. 120f, M. Sc. Dissertation, Federal University of, Uberlândia.

Abstract

Currently companies working with the transformation of raw materials into finished products had to redo their general planning and adequate to a new reality to become competitive. They undergo considerable change in production environments, driven by the dynamic behavior of the market, primarily by customer demand and due to increased competitiveness. Faced with this new scenario, it has become even more necessary to reduce production costs, working wherever possible, since the purchase of raw materials, tools and machinery up to in increasing the efficiency of the manufacturing processes. In this work, two important machining factors were considered, the geometry of the cutting tool wedge and cutting fluids. The geometry of the cutting wedge, particularly the angles measured in the orthogonal plane (side rake angle, wedge angle and side clearance angle) has a key role for a successful operation, since it determines the resistance of cutting tool wedge and the amount of heat generated by friction between the chip-tool-workpiece system. Although some machining operations occur without a cutting fluid, sometimes it does not need fluid or it hinders the process, sometimes because of environmental and economic issues, the cutting fluid can be vital in certain processes. The lubricant and cooling functions are often crucial to ensure necessary conditions for the cutting tool to perform machining. When the machining occurs with the use of a cutting fluid, it can be applied in the form of jet (flooding) or the form of a spray, technically called MQF – Minimum Quantity of Fluid. The objective of this work is to develop an experimental study to optimize the wedge geometry of high-speed steel - HSS tools, using the Brandsma rapid facing method in ABNT 1045 steel, evaluating the influence of lub-cooling conditions. The output parameter considered was the diameter of collapse of the tool, which determines the critical cutting speed. The results found allowed comparisons between the lub-cooling conditions and check the influence of rake and clearance angles in the diameter of collapse of the tool. The values of the side rake and side clearance angles of the tool that maximizes the diameter of collapse depend on the lubri-cooling system used. In general, the combination of a side clearance angle of 9° with a side rake angle also of 9° when using flood cooling system (90 l / h) gave the best result. These results are important to contribute to the knowledge of the process, enabling cost savings, because it indicates the best tool wedge geometry and lubri-cooling condition that can be applied for part production in companies / industries.

Keywords: Tool wedge geometry, Brandsma rapid facing test, Lubri-cooling conditions, HSS tools, ABNT 1045 steel

LISTA DE FIGURAS

FIGURA 1.1 – Geometria de uma ferramenta de barra para torneamento (FERRARESI, 1977).....	02
FIGURA 1.2 – Os ângulos de folga (α_o), de cunha (β_o) e de saída (γ_o), medidos no plano ortogonal ou de medida da ferramenta.....	03
FIGURA 2.1 – Elementos de uma cunha de corte de uma ferramenta qualquer (MACHADO et al. 2015).....	06
FIGURA 2.2 – Representação esquemática do plano de referência da ferramenta (P_r), (REIS, 2000).....	08
FIGURA 2.3 – Representação esquemática do plano de trabalho (P_f), (REIS, 2000).....	08
FIGURA 2.4 – Representação esquemática do plano de corte da ferramenta (P_s);, (REIS, 2000).....	09
FIGURA 2.5 – Representação esquemática do plano ortogonal da ferramenta (P_o), (REIS, 2000).....	09
FIGURA 2.6 – Ângulos da cunha cortante medidos no plano de referência (REIS, 2000).....	11
FIGURA 2.7 – Ângulos da cunha cortante medido no plano de corte (REIS, 2000).....	12
FIGURA 2.8 – Ângulos da cunha cortante medido no plano ortogonal (REIS, 2000).....	12
FIGURA 2.9 – Comparação do ângulo de saída em relação ao dobramento do cavaco (COSTA, 2006).....	15
FIGURA 2.10 – Classificação dos ensaios de usinabilidade (MILLS e REDFORD, 1983), citada por AMORIM (2003).....	29
FIGURA 2.11 – Ensaio de faceamento rápido (FERRARESI, 1970).....	33
FIGURA 2.12 – Detalhes do teste de faceamento (SILVA et al, 1999).....	33
FIGURA 2.13 – Curva $V_B \times t$ (adaptada ISO 3685, 1993).....	36
FIGURA 2.14 – Curva $V_c \times T$	37
FIGURA 2.15 – Exemplo de uma curva de desgaste obtida para o torneamento de aço com ferramenta de metal duro (FERRARESI, 1977).....	38
FIGURA 2.16 – Materiais utilizados para ferramentas de corte (MACHADO et al. 2015).....	41
FIGURA 2.17 – Métodos para produção de aços rápidos via metalurgia do pó (ÓDERIZ, 1998).....	48

FIGURA 2.18 – As três principais áreas de desgaste da ferramenta de corte: (A) desgaste de cratera; (B) desgaste de flanco; (C) e (D) desgaste de entalhe (TRENT, 1982).....	51
FIGURA 2.19 – Mecanismos e processos de desgaste que podem ocorrer nas ferramentas (TRENT e WRIGHT, 2000).....	52
FIGURA 3.1 – Peça de aço carbono ABNT 1045 (foram utilizadas 4 peças com diâmetro de 250 mm x 50 mm de espessura).....	57
FIGURA 3.2 – Microestrutura do corpo de prova aço ABNT 1045. Ataque: Nital 10%, 50x...	58
FIGURA 3.3 – Torno mecânico Imor Maxi II – 520 utilizado para a realização dos testes.....	59
FIGURA 3.4 – Operação de faceamento após ser realizada para início dos testes de faceamento de Brandsma.....	59
FIGURA 3.5 – Vista do disco de teste montado no torno pós ser realizada a operação de faceamento para início dos testes.....	60
FIGURA 3.6 – Montagem das duas ferramentas no torno.....	60
FIGURA 3.7 – Medidor de dureza Otto Wolpert Dia Testor 2RC utilizado para os testes de dureza das ferramentas e também do aço ABNT 1045.....	63
FIGURA 3.8 – Afiadora universal PP-6025Q utilizada para a afiação de todos os bits, juntamente com o rebolo de óxido de alumina de grana 60.....	64
FIGURA 3.9 – Rebolo de óxido de alumina, grana 60, marca Race Abrasivos	64
FIGURA 3.10 – Bits de secção quadrada 3/8” x 3,8” x 100 mm	65
FIGURA 3.11 – Relógio comparador da marca Pantec com resolução de 0,001 mm fixado no carro transversal do torno mecânico, para determinar o ponto de colapso do bits.....	66
FIGURA 3.12 – Equipamento utilizado para bombear o fluido durante os testes de MQF.....	67
FIGURA 4.1 – Média dos valores encontrados para o diâmetro de falha (0,3 mm) e a V_{ccrit} (m/min) na usinagem a seco.....	69
FIGURA 4.2 – Média dos valores encontrados para o diâmetro de falha (0,3 mm) e a V_{ccrit} (m/min) na usinagem com jorro (90 l/h).....	70
FIGURA 4.3 – Média dos valores encontrados para o diâmetro de falha (0,3 mm) e a V_{ccrit} (m/min) na usinagem com MQF.....	71
FIGURA 4.4 – Comparativo entre as 3 condições lubri-refrigerantes para o ângulo de folga de 3°	72
FIGURA 4.5 – Comparativo entre as 3 condições lubri-refrigerantes para o ângulo de folga de 6°	73

FIGURA 4.6 – Comparativo entre as 3 condições lubri-refrigerantes para o ângulo de folga de 7,5°	74
FIGURA 4.7 – Comparativo entre as 3 condições lubri-refrigerantes para o ângulo de folga de 9°	75
FIGURA 4.8 – Superfície de resposta gerada pelo Statistica® para os dados obtidos na condição a seco.....	77
FIGURA 4.9 – Superfície de resposta gerada pelo Statistica® para os dados obtidos na condição de jorro 90 l/h.....	78
FIGURA 4.10 – Superfície de resposta gerada pelo Statistica® para os dados obtidos na condição de MQF 30 ml/h.....	79
FIGURA 4.11 – Superfície de resposta gerada pela função de quarta ordem para os dados obtidos na condição a seco.....	81
FIGURA 4.12 – Comportamento da curva com o ângulo de folga de 7,5° em relação ao ângulo de saída, condição a seco.....	81
FIGURA 4.13 – Comportamento da curva com o ângulo de folga de 9° em relação ao ângulo de saída, condição á seco.....	82
FIGURA 4.14 – Superfície de resposta gerada pela função de quarta ordem para os dados obtidos em usinagem na condição de jorro 90 l/h.....	83
FIGURA 4.15 – Comportamento da curva com o ângulo de folga de 4,5° em função do ângulo de saída, condição de jorro 90 l/h.	84
FIGURA 4.16 – Comportamento da curva com o ângulo de folga de 7,5° em função do ângulo de saída, condição de jorro 90 l/h.	85
FIGURA 4.17 – Comportamento da curva com o ângulo de folga de 9° em função do ângulo de saída, condição de jorro 90 l/h.....	86
FIGURA 4.18 – Superfície de resposta gerada pela função de quarta ordem para os dados obtidos em usinagem na condição de MQF (30 ml/h)	87
FIGURA 4.19 – Comportamento da curva com o ângulo de folga de 6° em função do ângulo de saída, condição de MQF 30 ml/h.	88
FIGURA 4.20 – Comportamento da curva com o ângulo de folga de 7,5° em função do ângulo de saída, condição de MQF 30 ml/h.	89
FIGURA 4.21 – Comportamento da curva com o ângulo de folga de 9° em função do ângulo de saída, condição de MQF 30 ml/h.	90

LISTA DE TABELAS

TABELA 2.1 – Influência do ângulo de saída da ferramenta na energia específica de corte (SHAW, 1984)	16
TABELA 2.2 – Efeito da microestrutura na usinagem dos aços (MILLS e REDFORD, 1983).....	32
TABELA 2.3 – Critérios de fim de vida de ferramenta de corte recomendados pela norma ISO 3685 (1993).....	36
TABELA 2.4 – Composições químicas dos aços rápidos dos grupos T à base de tungstênio e M à base de molibdênio (METALS HANDBOOK 1990).....	43
TABELA 2.5 – Composição química ideal para o HSS (TRENT E WRIGHT, 2000)....	50
TABELA 3.1 – Composição química do aço ABNT 1045.....	58
TABELA 3.2 – Condições iniciais utilizados para os pré-testes.....	61
TABELA 3.3 – Ângulos utilizados para a realização dos testes.....	62
TABELA 3.4 – Composição química da ferramenta de aço rápido M2, utilizada nos testes (% em peso) [fonte: Machado et al. (2015)]	63
TABELA 4.1 – Resultado da média do diâmetro de falha e velocidade crítica de todos os testes de Brandsma. Anexo 1.....	100
TABELA 4.2 – Codificação de cada ângulo utilizado nos testes.....	76
TABELA 4.3 – Resultados do diâmetro de falha da ferramenta obtidos experimentalmente e pela função gerada pelo Matlab [®] para $\gamma = 12^\circ$ e $\alpha = 7,5^\circ$ (condição a seco).....	80
TABELA 4.4 – Resultados do diâmetro de falha da ferramenta obtidos experimentalmente e pela função gerada pelo Matlab [®] para $\gamma = 9^\circ$ e $\alpha = 9^\circ$ (condição de jorro 90 l/h).....	84
TABELA 4.5 – Resultados do diâmetro de falha da ferramenta obtidos experimentalmente e pela função gerada pelo Matlab [®] para $\gamma = 12^\circ$ e $\alpha = 9^\circ$ (condição de MQF 30 ml/h).....	87

LISTA DE SÍMBOLOS E ABREVIATURAS

A_γ	Superfície de saída
A_α	Superfície principal de folga
A_α'	Superfície secundária de folga
S	Aresta principal de corte
φ	Direção de avanço
S'	Aresta secundária de corte
ε_r	Ângulo de ponta da ferramenta
λ_s	Ângulo de inclinação da ferramenta
γ_o	Ângulo de saída da ferramenta
β_o	Ângulo de cunha da ferramenta
α_o	Ângulo de folga da ferramenta
ε	Ângulo de ponta
χ_r	Ângulo de Posição da ferramenta
χ'_r	Ângulo de Posição Secundário da Ferramenta
F_c	Força de corte
τ	Tensão de cisalhamento
σ	Tensão de compressão
u	Energia específica total
u_s	Energia específica
cv	Cavalo-vapor
a_p	Profundidade de corte
n	Rotação
f	Avanço
t	Tempo de corte
P_r	Plano de referência da ferramenta
P_f	Plano admitido de trabalho
P_s	Plano de corte da ferramenta
P_o	Plano ortogonal da ferramenta
P_n	Plano normal a aresta de corte
P_g	Plano ortogonal à superfície de saída

P_b	Plano ortogonal à superfície de folga
P_{re}	Plano de referência efetivo
P_{se}	Plano de corte efetivo
P_{oe}	Plano ortogonal efetivo
P_{re}	Planos de referência
P_{se}	Plano de corte efetivos
P_{pe}	Plano dorsal efetivo
P_f	Plano admitido de trabalho
P_s'	Plano de corte secundário da ferramenta
T	Tempo de vida da ferramenta de corte
V_c	Velocidade de corte
V_B	Desgaste de flanco
P	Classe de metal duro para usinagem de aço carbono
M	Classe de metal duro para usinagem de aço inoxidável e ferro fundido
K	Classe de metal duro para usinagem de latão e bronze
$^{\circ}C$	Graus Celsius
W	Tungstênio
Mo	Molibdênio
Fe	Ferro
V	Vanádio
C	Carbono
Ti	Titânio
Nb	Nióbio
Ta	Tântalo
Co	Cobalto
Cr	Cromo
l/h	Litros/hora
R^2	Coefficiente de determinação múltipla
KT	Profundidade da cratera
SR	Superfície de resposta
rpm	Rotações por minuto
mm	Milímetros
m	Metros

V _{ccrit}	Velocidade de corte crítica
ml/h.....	Mililitros/hora
MPa.....	Megapascal
VB _B	Desgaste de flanco médio
VB _{Bmax}	Desgaste de flanco máximo
mm/rev.....	Milímetros/revolução
VB _N	Desgaste de entalhe
MQF.....	Mínima quantidade de fluido
Valor P.....	Medida de significância global
ABNT	Associação Brasileira de Normas Técnicas
FEMEC.....	Faculdade de Engenharia Mecânica
WC / Co.....	Tungstênio/Cobalto (Metal duro)
Si ₃ N ₄	Nitreto de Silício
Al ₂ O ₃	Óxido de Alumina
ZrO ₂	Dióxido de Zircônio
TiC.....	Carboneto de Titânio
SiC.....	Carboneto de Silício
DOS (<i>Disk Operating System</i>).....	Sistema operacional
ISO (<i>International Organization for Standardization</i>)	Organização Internacional de Padronização
HIP (<i>Hot isostatic pressing</i>).....	Compactação Isostática a Quente
PCBN (<i>Polycrystalline Cubic Boron Nitride</i>).....	Nitreto Cúbico de Boro Policristalino
PCD (<i>Polycrystalline Diamond</i>)	Diamante Policristalino
HV (<i>Hardness Vickers</i>).....	Dureza Vickers
HRC (<i>Hardness Rockwell C</i>).....	Dureza Rockwell C
HB (<i>Hardness Brinell</i>).....	Dureza Brinell
SAE (<i>American Iron and Steel Institute</i>).....	Instituto Americano de Ferro e Aço
CBN (<i>Cubic Boron Nitride</i>)	Nitreto Cúbico de Boro
HSS (<i>High Speed Steel</i>).....	Aço rápido
SAE (<i>Society of Automotive Engineers</i>).....	Sociedade dos Engenheiros Automotivos
CVD (<i>Chemical Vapor Deposition</i>).....	Deposição química de vapor

SUMÁRIO

CAPÍTULO I.....	1
INTRODUÇÃO.....	1
1.1 Objetivo Geral	3
1.2 Objetivos Específicos	3
1.3 Estrutura do trabalho	4
CAPÍTULO II.....	5
REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	5
2.1 Ferramenta de corte e os ângulos que compõem a cunha cortante.....	5
2.1.1. Definições da ferramenta de corte	5
2.1.2. Importância da geometria da cunha cortante	7
2.1.3. Sistemas de referência	7
2.1.4. Ângulos que compõem a cunha cortante	10
2.1.4.1. Ângulos medidos no plano de referência	10
2.1.4.2. Ângulos medidos no plano de corte	11
2.1.4.3. Ângulos medidos no plano ortogonal	12
2.1.5. Funções dos ângulos que compõem a cunha cortante	13
2.1.5.1. Funções dos ângulos medidos no plano de referência.....	13
2.1.5.2. Funções do ângulo medido no plano de corte	13
2.1.5.3. Funções dos ângulos medidos no plano ortogonal	14
2.2. Fluidos de corte	17
2.2.1. Funções dos fluidos de corte	20
2.2.2. Usinagem a seco	21
2.2.3. MQF (Mínima Quantidade de Fluido)	23
2.2.4. Usinagem com fluido a alta pressão	25
2.3. Estabilidade dinâmica da máquina ferramenta (rigidez do sistema)	26
2.4. Métodos de determinação da usinabilidade dos materiais.....	27
2.4.1. Classificação dos ensaios de usinabilidade	28
2.4.2. Testes de curta duração.....	30
2.4.2.1. Ensaios de usinabilidade que não requerem usinagem.....	31
2.4.2.2. Ensaios de usinabilidade que requerem usinagem	32
2.4.3. Testes de longa duração.....	35

2.5. Materiais de ferramentas de corte.....	39
2.5.1. Aço rápido (HSS)	42
2.5.1.1. Efeito dos elementos de liga no HSS	44
2.5.1.2. Processos de fabricação do HSS: metalurgia convencional de fundição	46
2.5.1.3. Processos de fabricação do HSS: metalurgia do pó	47
2.5.1.4. Aplicação do HSS.....	49
2.5.1.5. Dureza e desgaste do HSS	49
2.6. Software Statistica®.....	53
2.6.1. Regressão múltipla	54
CAPÍTULO III	57
PROCEDIMENTOS EXPERIMENTAIS	57
3.1. Parâmetros de corte	61
CAPÍTULO IV	68
RESULTADOS E DISCUSSÕES.....	68
CAPÍTULO V	91
CONCLUSÃO E SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS.....	91
5.1 Conclusões.....	91
5.2 Sugestões para trabalhos futuros	93

CAPÍTULO I

INTRODUÇÃO

Devido à constante busca por maior produtividade, menores custos de produção, bem como segurança de operação, o investimento para se desenvolver ferramentas com maior vida útil tornou-se uma necessidade para as grandes empresas. Sendo assim, a geometria da ferramenta de corte exerce papel muito importante para o alcance destes resultados, de tal forma que se tornou necessário criar uma norma, a NBR 6163 – Conceitos da Técnica de Usinagem: Geometria da Cunha Cortante: Terminologia (ABNT, 1980) que trata deste assunto (MACHADO et al., 2015).

De acordo com Machado et al. (2015), a geometria da ferramenta de corte é fundamental para o bom desempenho de um processo de usinagem. Os autores ainda afirmam que este quesito exerce total influência e é essencial para que este processo ocorra da melhor forma, com menor custo, maior agilidade e sem riscos durante a operação. Logo, por mais robusta que seja a ferramenta, se esta não obtiver as dimensões e ângulos específicos adequados para a sua aplicação, possivelmente não resultará em uma boa usinagem, pois algumas condições ficarão sobrecarregadas, podendo gerar superfícies irregulares, dimensões incorretas, aquecimento excessivo na peça de trabalho e até mesmo a fratura/dano, seja da peça ou mesmo da ferramenta.

A geometria da ferramenta de corte exerce um papel tão importante na usinagem, que por meio dela são encontradas as melhores condições para a força e potência de corte, desgaste da ferramenta, temperatura de usinagem, acabamento superficial, o tipo e forma do cavaco, entre outros. Neste sentido, quanto maior for a precisão requerida do processo, mais

específica e adequada deverá ser a geometria da ferramenta para atender tais condições de corte (METALS HANDBOOK,1989).

Para ilustrar a geometria de uma ferramenta de corte, observa-se a Fig. 1.1, a qual apresenta as arestas e superfícies que formam a cunha cortante de uma ferramenta de barra para torneamento.

A Fig. 1.2 apresenta os ângulos medidos no plano ortogonal ou de medida da ferramenta [ângulo de folga (α_o), ângulo de cunha (β_o) e ângulo de saída (γ_o)], considerados os mais importantes da cunha.

Observa-se que os três ângulos são complementares, podendo apresentar composição com ângulo de saída positivo ou negativo. A composição positiva facilita o escoamento do cavaco, mas enfraquece a cunha, enquanto que a negativa deixa a ferramenta mais rígida, sacrificando o escoamento do cavaco.

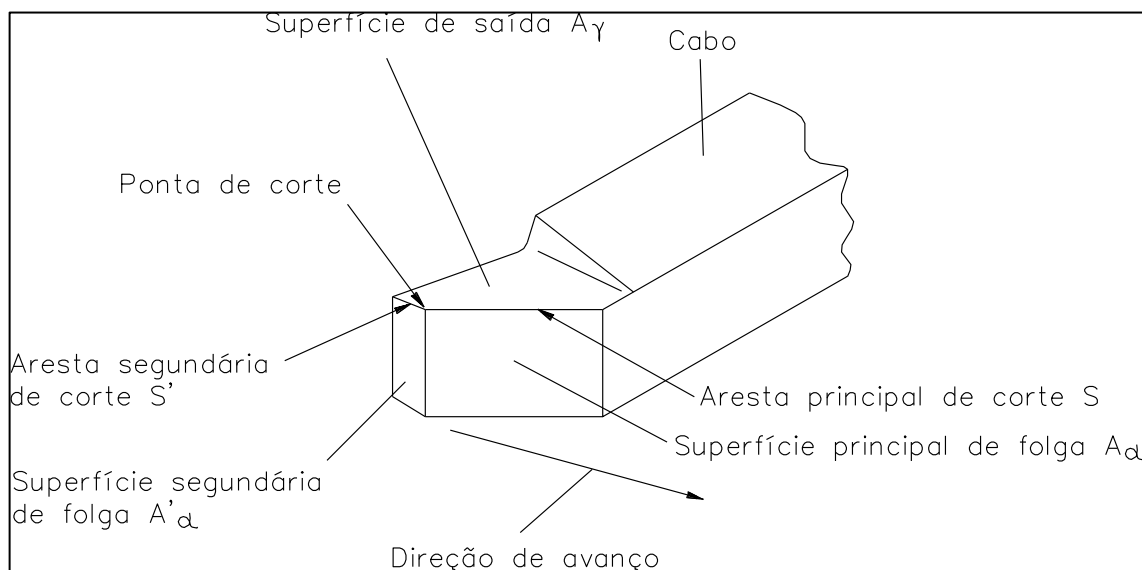


Figura 1.1 – Geometria de uma ferramenta de barra para torneamento (FERRARESI, 1977).

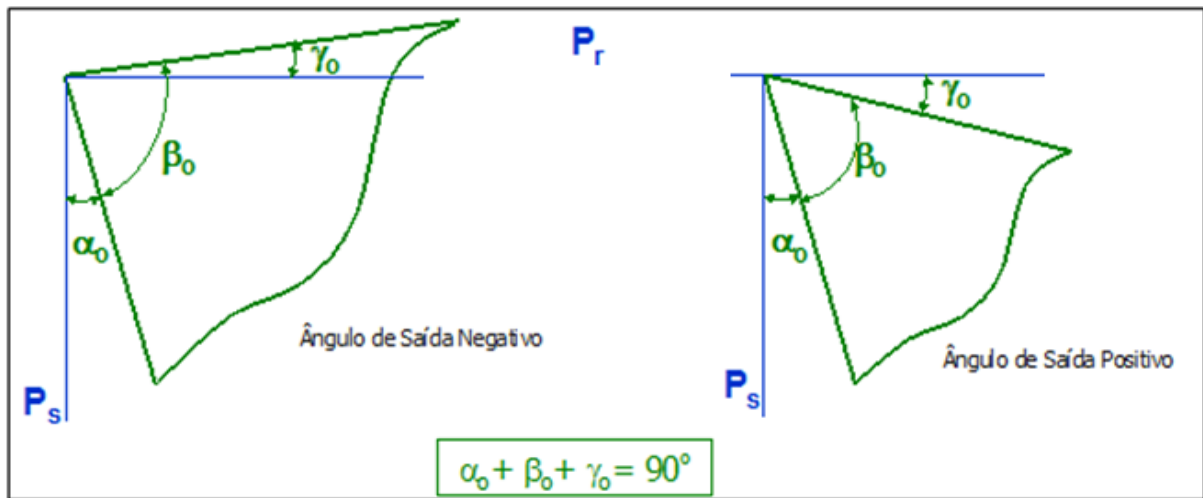


Figura 1.2 – Os ângulos de folga (α_o), de cunha (β_o) e de saída (γ_o), medidos no plano ortogonal ou de medida da ferramenta.

Assim como a geometria da ferramenta de corte, as condições lubri-refrigerantes exercem importância no processo, pois reduzem a temperatura na interface cavaco-ferramenta, aumentam a vida útil da mesma, além de reduzir gastos com reafiação ou troca da ferramenta. Mas estas condições somente geram bons resultados quando combinadas da melhor forma com a geometria de corte.

Sendo assim, é comum usar ângulos de saída positivos na usinagem de aço. Valores de 5° a 6° são frequentemente usados. Valores similares também são comumente usados para os ângulos de folga, o que implica uma cunha em torno de 78° a 80° . Mas será que estes ângulos realmente são os mais adequados? Este trabalho propõe responder esta questão, podendo ser útil tanto para os fabricantes das ferramentas de corte como usuários.

1.1 Objetivo Geral

O objetivo geral deste presente trabalho é averiguar experimentalmente a influência da geometria da cunha cortante no plano ortogonal, na vida da ferramenta, utilizando o método de faceamento rápido de Brandsma.

1.2 Objetivos Específicos

- Identificar qual a melhor composição de ângulos medidos no plano ortogonal ou de medida da ferramenta;

- Avaliar a influência das condições lubri-refrigerantes, em três situações: corte a seco; fluido de corte aplicado na forma de jorro 90 l/h e em mínima quantidade (MQF) à vazão de 30 ml/h na composição ótima dos ângulos;
- Empregar técnicas estatísticas, utilizando diferentes softwares (Excel[®], Statistica[®] e Matlab[®]), para analisar os sistemas e determinar a influência das variáveis estudadas (condições lubri-refrigerantes), além de comparar os resultados gerados por estes métodos.

1.3 Estrutura do trabalho

Este trabalho está estruturado da seguinte forma:

O capítulo I trata a introdução e os objetivos da pesquisa. O capítulo II apresenta a revisão bibliográfica, em que são abordados assuntos teóricos que dão embasamento a toda a parte experimental do trabalho, de fundamental importância para um bom entendimento da pesquisa.

No capítulo III está descrito de forma detalhada os procedimentos adotados para a realização dos experimentos, assim como a descrição dos materiais, ferramentas e máquinas utilizadas e os parâmetros para a realização dos testes.

No capítulo IV estão apresentados os resultados obtidos nos ensaios, com análises e discussões embasadas nos valores encontrados nos testes. Partindo de gráficos e tabelas, os comentários são realizados a fim de compreender melhor o comportamento das curvas, bem como das superfícies de resposta.

No capítulo V são expostas as conclusões, a partir dos resultados apresentados no capítulo anterior. Também são sugeridas propostas para otimização, assim como novas áreas de oportunidade para trabalhos futuros. Finalizando, apresentam-se as referências bibliográficas utilizadas para o enriquecimento da pesquisa, seguidas dos anexos.

CAPÍTULO II

REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

2.1 Ferramenta de corte e os ângulos que compõem a cunha cortante

Neste capítulo serão apresentadas as definições da ferramenta de corte, os sistemas de referência, a geometria da cunha cortante, expondo sua importância e influências no processo de corte.

2.1.1. Definições da ferramenta de corte

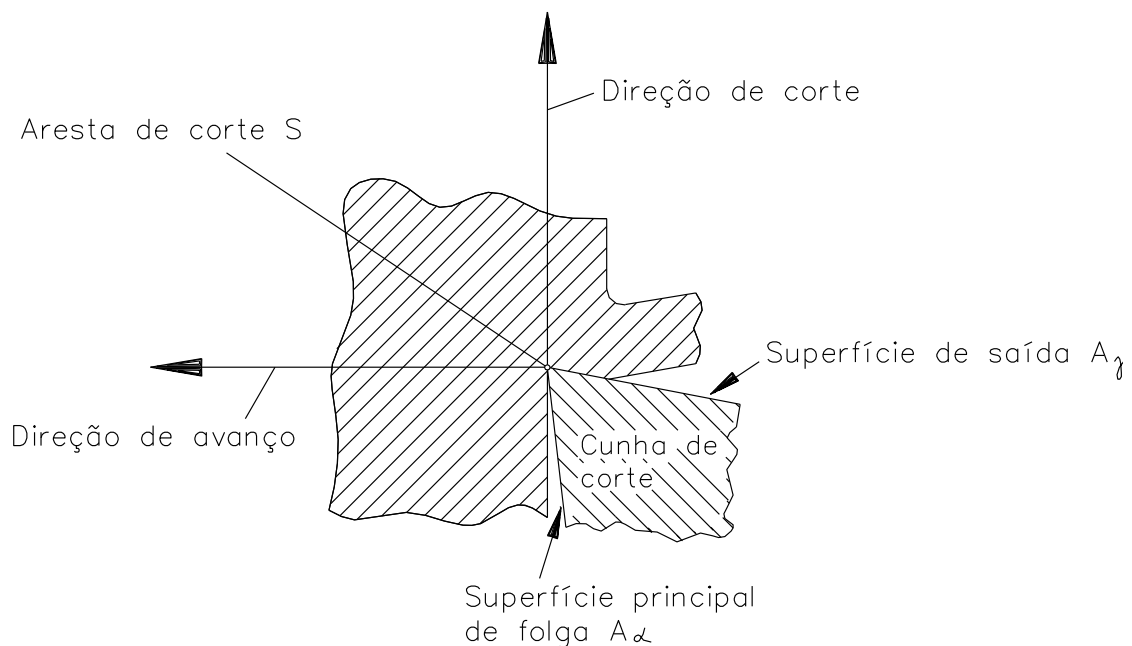
A geometria das ferramentas de corte é, normalmente, gerada para realizar operações específicas e, portanto, esta geometria é selecionada para desempenhar funções exclusivas de usinagem (METALS HANDBOOK, 1989).

Desta forma, Machado et al. (2015), relata as seguintes definições, as quais são adotadas para a determinação da cunha de corte de uma ferramenta de usinagem:

- Superfície de saída (A_γ) – é a superfície da cunha de corte sobre a qual o cavaco se move.
- Superfície de folga – é a superfície que determina a folga entre a ferramenta e a superfície em usinagem, assim existem a superfície principal de folga (A_α) e a superfície secundária de folga ($A_{\alpha'}$).
- Cunha de corte – é a cunha formada pelas superfícies de saída e de folga, sobre a qual ocorre o corte do material.
- Arestas de corte – são definidas pela interseção das superfícies de saída e de folga. Sendo assim, temos a aresta principal de corte (S) e a aresta secundária de corte (S').

- Aresta principal de corte (S), cuja cunha cortante, observada no plano de trabalho e com um ângulo da direção de avanço (ϕ) igual a 90° , indica a direção de avanço.
- Aresta secundária de corte (S'), cuja cunha cortante, observada no plano de trabalho e com um ângulo da direção de avanço (ϕ) igual a 90° , indica a direção contrária à direção de avanço.
- Ponta de corte – é a interseção das arestas principal e secundária de corte. A ponta de corte pode ser a interseção das arestas ou a concordância das duas arestas, mediante um arredondamento ou chanfro.
- Ponto de corte escolhido – é o ponto tomado como referência para as definições dos ângulos da cunha cortante.

Desta forma, a Fig. 2.1 representa estes elementos da cunha de corte para uma ferramenta qualquer.



Plano da figura = Plano de trabalho

Figura 2.1 – Elementos de uma cunha de corte de uma ferramenta qualquer (MACHADO et al. 2015).

2.1.2. Importância da geometria da cunha cortante

Para Nascimento e Abrão (2000), a geometria da cunha de corte exerce influência decisiva no desempenho do processo de usinagem. É praticamente impossível prever qual geometria é ideal para um determinado caso. As variáveis envolvidas em um processo de corte são muitas, além da geometria da ferramenta existem os parâmetros de corte, o material da peça, da ferramenta e, portanto, o processo deve ser abordado de forma sistêmica e não linear, de alta sensibilidade.

Para Yen et al. (2004), a geometria da cunha de corte exerce influência na usinagem dos metais de forma mais específica na zona de deformação da peça, na distribuição de tensão, temperatura e nas forças de corte.

2.1.3. Sistemas de referência

De acordo com a Norma ABNT 6163 (1980) e Reis (2000), a geometria da ferramenta é definida de acordo com dois sistemas de referência, sendo eles:

- Sistema de referência da ferramenta – este determina a geometria da ferramenta durante sua fabricação.
- Sistema efetivo de referência – este estabelece a geometria durante a operação de usinagem, onde esta é empregada.

No entanto, para Santos e Sales (2004), os sistemas de referência são formados por um conjunto de planos definidos a partir das direções das velocidades de corte e efetiva de corte. O sistema de referência da ferramenta é estabelecido por meio da direção da velocidade de corte, sendo utilizado na fase do projeto, fabricação e controle da ferramenta. Já o sistema efetivo de referência é definido a partir da direção efetiva de corte e é utilizado no estudo da geometria da cunha cortante durante o corte.

Ainda neste sentido, Reis (2000) afirma que a geometria da ferramenta de corte é identificada através de ângulos da cunha cortante, medidos em planos definidos. Os planos para o sistema de referência da ferramenta são:

- Plano de referência da ferramenta (P_r) – plano que, passando pelo ponto de referência (ponto da ferramenta destinado a determinação das superfícies e ângulos da cunha cortante), é perpendicular à direção admitida de corte. Esta é escolhida de maneira que o plano de

referência da ferramenta seja o mais paralelo ou perpendicular possível a uma superfície ou eixo da ferramenta, respectivamente (Fig. 2.2).

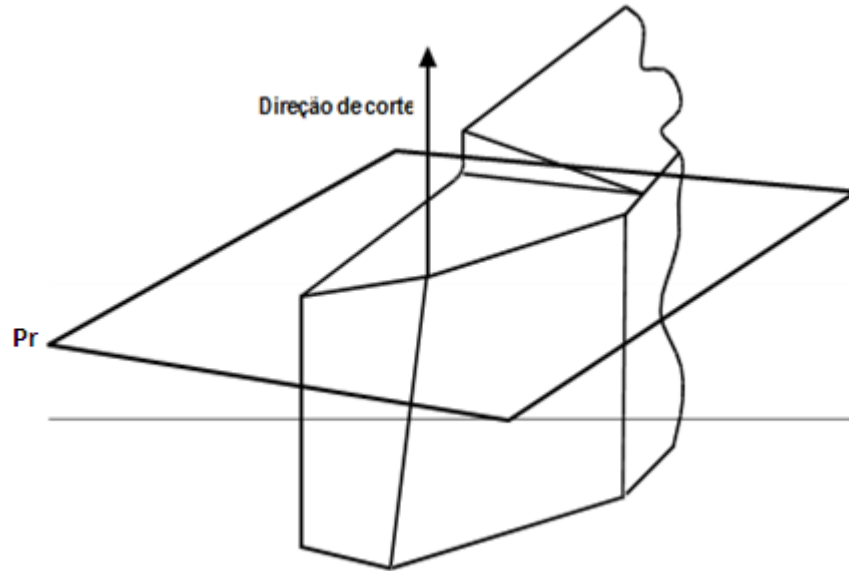


Figura 2.2 – Representação esquemática do plano de referência da ferramenta (Pr), (REIS, 2000).

- Plano admitido de trabalho (P_f) – plano que, passando pelo ponto de referência da ferramenta, é perpendicular ao plano de referência e paralelo à direção admitida de avanço. É escolhido de tal forma que fique o mais paralelo ou perpendicular possível à uma superfície ou eixo da ferramenta, respectivamente (Fig. 2.3).

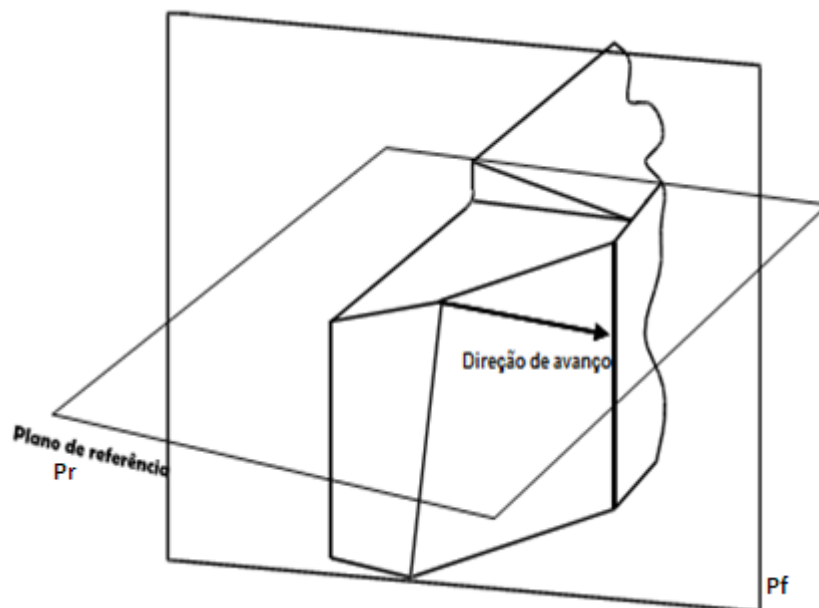


Figura 2.3 – Representação esquemática do plano de trabalho (Pf), (REIS, 2000).

- Plano de corte da ferramenta (P_s) – plano que, passando pelo ponto de referência, é tangente à aresta cortante e perpendicular ao plano de referência da ferramenta (Fig. 2.4).

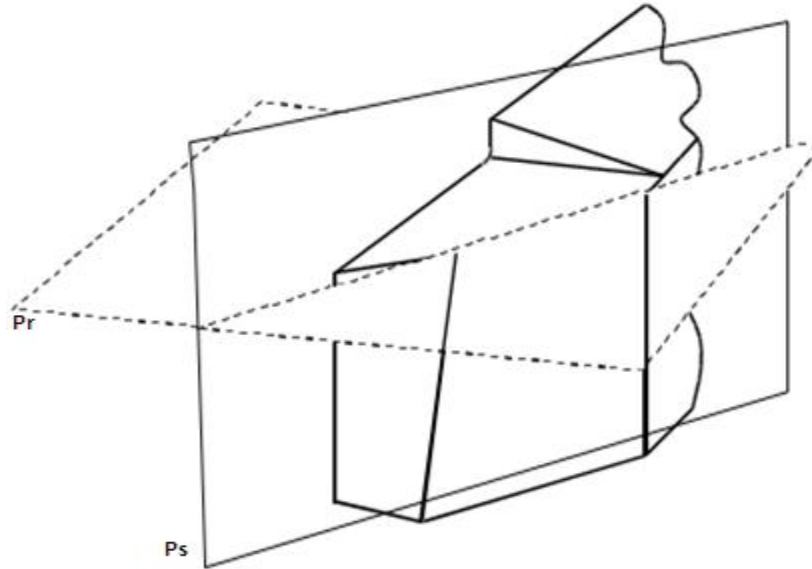


Figura 2.4 – Representação esquemática do plano de corte da ferramenta (P_s); (REIS, 2000).

- Plano ortogonal da ferramenta (P_o) – plano que, passando pelo ponto de referência, é perpendicular aos planos de referência e de corte da ferramenta (Fig. 2.5).

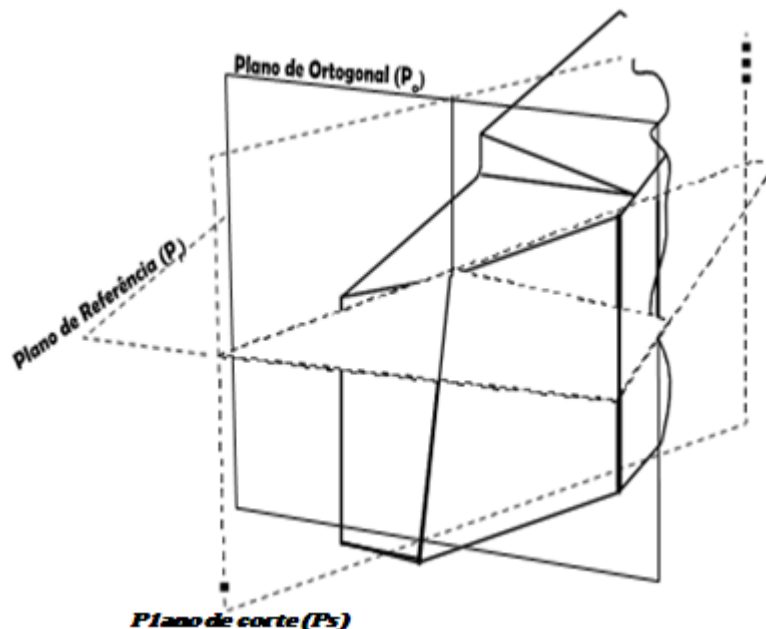


Figura 2.5 – Representação esquemática do plano ortogonal da ferramenta (P_o), (REIS, 2000).

Complementando o exposto, Santos e Sales (2004) acrescentam outros planos que também compõem o sistema de referência, sendo:

- Plano normal a aresta de corte (P_n) – plano que, passando pelo ponto de referência, é perpendicular à aresta cortante.

- Plano ortogonal à superfície de saída (P_g) – plano que passa pelo ponto de corte escolhido e é perpendicular à superfície de saída e ao plano de referência da ferramenta.

- Plano ortogonal à superfície de folga (P_b) – plano que passa pelo ponto de corte escolhido e é perpendicular à superfície de folga e ao plano de referência da ferramenta.

Os autores citam também os planos do sistema de referência efetivo, que podem ser definidos de forma análoga à utilizada para a definição dos planos do sistema de referência da ferramenta.

- Plano de referência efetivo (P_{re}) – é o plano que passa pelo ponto de corte e é perpendicular à direção efetiva de corte.

- Plano de corte efetivo (P_{se}) – é o plano que passa pelo ponto de corte escolhido, é tangente à aresta de corte nesse ponto e é perpendicular ao plano de referência efetivo.

- Plano ortogonal efetivo (P_{oe}) – é o plano que passa pelo ponto de corte escolhido e é perpendicular aos planos de referência e de corte efetivos (P_{re} e P_{se} , respectivamente).

- Plano dorsal efetivo (P_{pe}) – plano que passa pelo ponto de corte escolhido e é perpendicular aos planos de referência efetivo e de trabalho.

2.1.4. Ângulos que compõem a cunha cortante

Para Ferraresi (2006), os ângulos que compõem a cunha cortante servem para a determinação da posição e da forma da cunha de corte. Devem-se distinguir os ângulos das arestas principal e lateral de corte, devendo distinguir também os ângulos do sistema efetivo de referência e os ângulos do sistema de referência da ferramenta.

2.1.4.1. Ângulos medidos no plano de referência

Para Santos e Sales (2004), é importante destacar que a denominação dos três ângulos é acompanhada do índice “r”, o qual indica que tais ângulos são medidos no plano de referência da ferramenta. Percebe-se, ainda, a seguinte relação entre os valores dos ângulos medidos no plano de referência da ferramenta, conforme Eq.(1):

$$\chi_r + \varepsilon_r + \chi'_r = 180^\circ \quad (1)$$

- Ângulo de Posição da ferramenta (χ_r) – ângulo entre o plano de corte da ferramenta (P_s) e o plano admitido de trabalho (P_f). É sempre positivo e situa-se fora da cunha cortante, de forma que o seu vértice indica a ponta de corte. Este ângulo indica a posição da aresta cortante.

- Ângulo de Posição Secundário da Ferramenta (χ'_r) – ângulo entre o plano de corte secundário da ferramenta ($P_{s'}$) e o plano admitido de trabalho (P_f). É sempre positivo e situa-se fora da cunha cortante, de forma que o seu vértice indica a ponta de corte.

- Ângulo de ponta da ferramenta (ϵ_r) – ângulo entre os planos principal de corte (P_s) e secundário de corte ($P_{s'}$).

A Fig. 2.6 mostra estes três ângulos, cuja somatória é 180° .

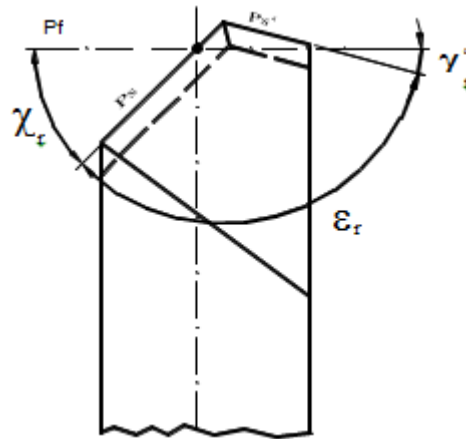


Figura 2.6 – Ângulos da cunha cortante medidos no plano de referência (REIS, 2000).

2.1.4.2. Ângulos medidos no plano de corte

- Ângulo de inclinação da ferramenta (λ_s) – ângulo entre a aresta de corte e o plano de referência da ferramenta (P_r). Pode ser positivo ou negativo (Fig. 2.7).

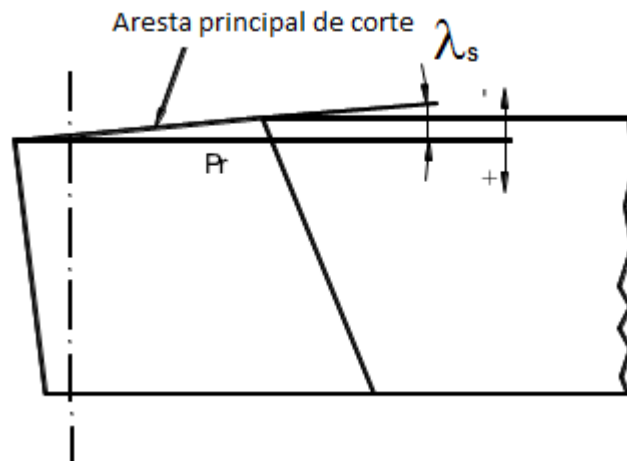


Figura 2.7 – Ângulos da cunha cortante medido no plano de corte (REIS, 2000).

2.1.4.3. Ângulos medidos no plano ortogonal

No plano ortogonal há três ângulos, ilustrados na Fig. 2.8. São eles:

- Ângulo de saída da ferramenta (γ_o) – ângulo entre a superfície de saída $A\gamma$ e o plano de referência da ferramenta (P_r). Pode ser positivo ou negativo.
- Ângulo de cunha da ferramenta (β_o) – ângulo entre as superfícies de saída ($A\gamma$) e de folga ($A\alpha$).
- Ângulo de folga da ferramenta (α_o) – ângulo entre a superfície de folga ($A\alpha$) e o plano de corte da ferramenta (P_s).

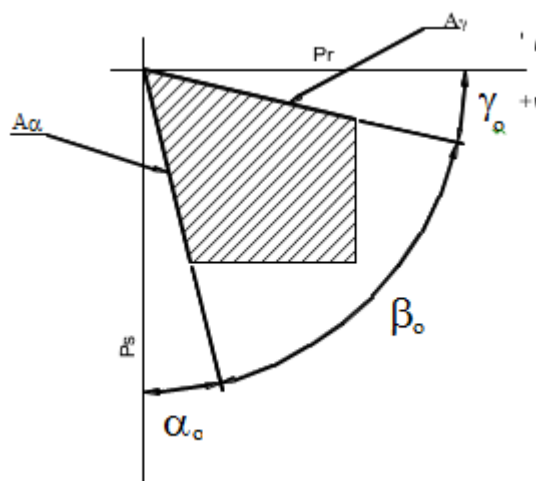


Figura 2.8 – Ângulos da cunha cortante medido no plano ortogonal (REIS, 2000).

2.1.5. Funções dos ângulos que compõem a cunha cortante

De acordo com Machado et al. (2015), e Santos e Costa (2006) a função dos ângulos que compõem a cunha cortante são:

2.1.5.1. Funções dos ângulos medidos no plano de referência

- Ângulo de Posição da ferramenta (χ_r) – Influi na direção de saída do cavaco, pois, se χ_r diminui, o ângulo de ponta (ϵ) aumenta, ampliando a resistência da ferramenta e a capacidade de dissipação de calor. O controle de χ_r reduz as vibrações, uma vez que as forças de corte estão relacionadas com este ângulo. Geralmente, o ângulo χ_r está entre 30° e 90° , sendo que, em alguns casos, ele pode ser maior que 90° .

Desta forma, Kattan e Currie (1996) estudaram a influência deste ângulo com valores próximos a 90° , analisando as forças de usinagem e de acabamento superficial. Para tal, utilizaram como ferramenta insertos de metal duro, revestidos com multicamadas, pelo processo de deposição química de vapor (CVD). Como corpo de prova, utilizaram aços SAE 1018, empregando velocidades de corte de 140, 170 e 220 m/min. Os testes mostraram que as forças de corte e de avanço aumentaram quanto mais próximo de 90° for o ângulo de posição. Porém, foram obtidos melhores resultados no acabamento superficial utilizando valores maiores que 90° , com estas mesmas condições. No entanto, para se obter maior produtividade, aplicando maiores valores de profundidade de corte, os autores recomendam a utilização de ângulo de posição menor que 90° .

- Ângulo de Posição Secundário da Ferramenta (ϵ_r) – segundo Stemmer (1995), este ângulo é o responsável pela estabilização da cunha de corte e por direcionar a saída de cavaco. Protege a quina da ferramenta contra impactos e atenua vibrações.

2.1.5.2. Funções do ângulo medido no plano de corte

- Ângulo de inclinação da ferramenta (λ_s) – tem a função de controlar a direção de saída do cavaco, proteger a quina da ferramenta contra impactos e atenuar vibrações, sendo que, geralmente, λ_s tem o valor de -4° a 4° . Passando o plano de referência pela ponta de corte, analisa-se a posição da aresta principal de corte:

- Se a aresta de corte principal estiver abaixo do plano de referência: λ será positivo (indicado para o desbaste nos cortes interrompidos nos materiais duros).
- Se a aresta principal de corte estiver acima do plano de referência: λ será negativo (indicado na usinagem de materiais macios, de baixa dureza).
- Se a aresta principal de corte coincide com o plano de referência: λ será nulo (indicado na usinagem de materiais duros, exige menor potência no corte).

No entanto, Dharmareddy et al. (2014) utilizaram para o ângulo de inclinação os valores de -7° , -3° , 3° e 7° , em uma usinagem com alumínio, durante um experimento para avaliar as forças de corte contrariando as afirmações descritas em algumas literaturas. Complementando o exposto acima, Machado et al. (2015) propõem que o valor deste ângulo pode variar de -11° a 11° .

2.1.5.3. Funções dos ângulos medidos no plano ortogonal

- Ângulo de saída da ferramenta (γ_o) – influi decisivamente na força e na potência necessária ao corte, no acabamento superficial e no calor gerado. Quanto maior for o ângulo γ_o , menor será o trabalho de dobramento do cavaco. O ângulo γ_o depende principalmente da:

- Resistência do material da ferramenta e da peça a usinar;
- Quantidade de calor gerado pelo corte;
- Velocidade de avanço.

O ângulo γ_o negativo é muito usado para corte de materiais de difícil usinabilidade e em cortes interrompidos, com o inconveniente da necessidade de maior força e potência de usinagem, além de gerar maior calor na ferramenta. Geralmente o ângulo γ_o está entre -10° e 30° .

De uma forma um pouco diferente, os autores Gallardo et al. (2006) utilizaram valores como 28° , 31° e 36° para o ângulo de saída da ferramenta em usinagem de latão e bronze. Melhores resultados foram encontrados com o ângulo de 36° .

Para Costa (2006) o ângulo γ_o deve ser menor para materiais duros ou com irregularidades e maior para materiais que oferecem pouca resistência ao corte, pois quanto maior for este ângulo, menor será o trabalho de dobramento do cavaco, conforme Fig. 2.9.

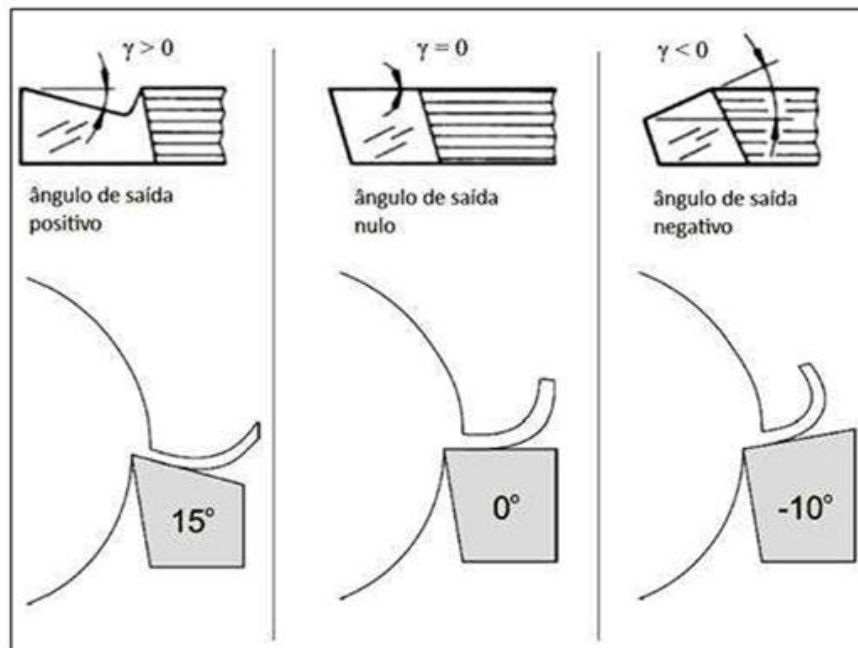


Figura 2.9 – Comparação do ângulo de saída em relação ao dobramento do cavaco (COSTA, 2006).

Do ponto de vista geométrico, Rodrigues (2005) cita que os principais ângulos da ferramenta são os que mais interferem na energia específica durante a usinagem, por agirem diretamente nas forças geradas no processo. Em outras palavras, o autor cita que o ângulo de saída maior positivamente proporciona um maior ângulo de cisalhamento, menor grau de deformação do material da peça no plano de cisalhamento e menor grau de recalque. Neste sentido, Shaw (1984) afirma que, para cada 1° maior positivamente do ângulo de saída, a energia específica do processo diminuirá em cerca de 1%.

Este mesmo autor apresentou dados, conforme Tab. 2.1, sobre um estudo realizado por Lapsley, Grassi e Thomson em 1950 sobre a relação da influência do ângulo de saída na energia específica do corte. O teste foi realizado em aço SAE 4130 com ferramenta de aço rápido, largura de corte constante de 12,1 mm, velocidade de corte de 27 m/min e espessura de corte de 0,22 mm. Vale lembrar que F_c é a força de corte, τ é a tensão de cisalhamento no plano de cisalhamento, σ é a tensão de compressão no plano de cisalhamento, u é a energia específica total e u_s é a energia específica decorrente do cisalhamento para formação de cavaco.

Tabela 2.1 – Influência do ângulo de saída da ferramenta na energia específica de corte (SHAW, 1984)

γ [°]	F_c [N]	τ [MPa]	σ [MPa]	u [J/mm ³]	u_s [J/mm ³]	u_s/u
25	4412	459	576	1,696	1,096	0,65
35	3002	403	558	1,151	0,630	0,55
45	2584	405	507	0,993	0,448	0,45

- Ângulo de cunha da ferramenta (β_o) – de acordo com Rodrigues (2005), as alterações e variações ocorridas, tanto no ângulo de folga como no ângulo de saída, agem diretamente no ângulo de cunha, pois é este ângulo (β_o) que determina a resistência da ferramenta, aumentando ou diminuindo a sensibilidade aos choques.

- Ângulo de folga da ferramenta (α_o) – este ângulo tem a função de evitar o atrito entre a peça e a superfície de folga da ferramenta. O ângulo de folga influencia a temperatura de corte, a vida da ferramenta e a qualidade da superfície usinada. O tempo no qual aparece um determinado desgaste de flanco depende em grande parte do ângulo de folga. Um ângulo de folga pequeno traz como resultado um maior desgaste de flanco em um menor período de tempo. Um ângulo de folga excessivo significa uma redução da resistência da ferramenta na região da aresta de corte e aumenta o risco de quebra da aresta de corte, sem que sejam alcançados determinados níveis de desgaste.

É possível eliminar a tendência a vibrações nos casos de peças longas e delgadas e nos casos de grandes balanços de ferramenta, colocando o porta-ferramenta ligeiramente acima do centro da peça. Este fato fará com que o ângulo de folga seja diminuído e o de saída aumentado, criando uma força de apoio. Entretanto, normalmente, esta atitude não é recomendada.

A força de corte é independente do ângulo de folga. Entretanto, com a evolução dos desgastes, ângulos de folga muito pequenos tendem a aumentar ligeiramente a força de corte.

No intuito de complementar, Kaldor e Malkin (1986) afirmam que se o ângulo de folga for pequeno, a ferramenta não penetra convenientemente no material, pois perderá o corte, haverá geração de calor excessiva e isso impacta diretamente na qualidade do acabamento superficial. Por outro lado, se este ângulo for grande, provoca fragilidade da cunha cortante, gerando a falha da ferramenta de forma precoce. Desta forma, os autores afirmam haver um valor ótimo que maximiza a vida da ferramenta, sendo a sua principal função a de evitar o atrito entre a superfície da peça usinada e a superfície de folga da ferramenta.

Diniz et al. (2008) citam que grandes ângulos de folga tendem a diminuir a energia específica no processo, por minimizar o contato entre a peça e a superfície de folga da ferramenta. Por outro lado, se estes ângulos forem muito pequenos, aumentarão a energia do processo devido ao atrito gerado na superfície de folga da ferramenta. Logo, ângulos de folga menores que 5° são críticos e propiciam a ocorrência do contato da peça com a superfície de folga. No entanto, valores de ângulos maiores que este praticamente não geram influência na energia específica de corte. Geralmente, o ângulo α_o está entre 2° e 14° .

2.2. Fluidos de corte

Na usinagem existem operações que ocorrem sem a utilização de fluido de corte (a seco). Algumas empregam a técnica de MQF (mínima quantidade de fluido), já outras, utilizam o fluido em variadas concentrações e quantidades, não ficando limitado a apenas estas condições.

O fluido de corte, quando aplicado de maneira correta, pode contribuir para o aumento da produtividade e reduzir os custos com retrabalhos, tornando possível o uso de parâmetros para maximizar a produção. A aplicação eficaz de fluidos de corte pode também prolongar a vida da ferramenta, diminuir a rugosidade da superfície da peça, aumentar a precisão dimensional e diminuir a quantidade de energia consumida, em comparação com o corte a seco (METALS HANDBOOK, 1989).

Fratila (2013) complementa citando que a correta aplicação do fluido fornece velocidades de corte mais altas e maiores taxas de avanço. Em geral, um fluido de corte bem sucedido deve não só melhorar o desempenho do processo de usinagem, mas também cumprir uma série de exigências para que não sejam tóxicos, não ocasione danos à saúde dos operadores, não ofereça riscos e que não resulte em nevoeiro ou fumaça durante a sua aplicação.

No entanto, para que haja melhores resultados durante a aplicação do fluido de corte, é necessário que haja conhecimento das características, limitações, propriedades físicas e químicas, até mesmo para não gerar uma reação indevida. Isto pode ocasionar acidentes, como é o caso das ligas de magnésio que não podem ser usinadas com a utilização de fluidos que contenham água. Emulsões contendo água, quando em contato com o cavaco de magnésio, pode ocasionar ignição, gerando riscos de se inflamarem, ocasionando incêndio. O

magnésio tem muita tendência a atrair o oxigênio para formar óxidos e, neste processo, libera hidrogênio, o qual pode causar explosão.

Para Kuram, Ozcelik e Demirbas (2013), as pesquisas envolvendo melhoria no desempenho dos fluidos de corte iniciaram-se em 1868, com W.H. Northcott, o qual observou que o uso de fluidos de corte melhorava a vida da ferramenta. Porém, foi em 1883 que Frederick Winslow Taylor (Taylor) usou água em usinagem e demonstrou a importância da água como um componente integrante de um fluido de corte, observando que a velocidade de corte poderia ser aumentada de 30 a 40%.

Em um período um pouco diferente, Ferraresi (2006) afirma que este estudo iniciou-se onze anos mais tarde, em 1894, em que Taylor teria sido, de fato, o primeiro pesquisador a observar o efeito do fluido refrigerante no processo de usinagem, aplicando uma grande quantidade de água na região de corte. Com isso, foi possível aumentar a velocidade de corte em 33%, sem prejuízo para a vida da ferramenta.

Como a experiência gerou resultados satisfatórios, Taylor adicionou óleos graxos, realizando outros testes, pois utilizando somente a água, gerou-se apenas a dissipação do calor na interface ferramenta-peça, além de ter causado problemas de oxidação nas partes da máquina e da peça. Desta forma, ainda havia a oportunidade em reduzir o atrito nesta interface. Para minimizar os efeitos da corrosão causada pela água, óleos foram misturados formando emulsões, melhorando assim a lubrificação do conjunto peça-ferramenta-máquina. Dentre estas emulsões, Taylor chegou a utilizar óleo mineral junto a óleo de tocinho em operações mais severas, gerando bons resultados.

Neste sentido, Kuram, Ozcelik e Demirbas (2013) complementam, afirmando que a utilização de fluidos é uma área na usinagem que está em expansão, mas que oferece riscos aos trabalhadores, desde a produção do fluido, até o momento em que está sendo utilizado na usinagem. Estes são os chamados riscos ambientais.

A exposição direta do trabalhador para a produção desses fluidos pode levar a um aumento dos riscos à saúde, como doenças da pele e respiratória. A causa é atribuída aos componentes originais no fluido e impurezas que são introduzidas ou geradas durante a fabricação.

Já durante a usinagem os fluidos de corte afetam negativamente a saúde do operador, em operações onde há vaporização ou névoa atomizada que se formam devido à alta pressão e temperatura de usinagem. Estas partículas de fluidos de corte no ar podem ser inaladas pelos operadores e causam problemas respiratórios, asma e vários tipos de cânceres (esôfago,

estômago, pâncreas, cólon, etc.). Quando há presença de fumaça e odores, estas podem causar reações cutâneas graves e problemas respiratórios.

Caso haja o contato físico com fluido de corte, a ocorrência de problemas dermatológicos são comuns. Além disso, nas máquinas-ferramentas os fluidos de corte também podem influenciar negativamente os componentes mecânicos, pneumáticos, hidráulicos e elétricos, os quais devem ser limpos para remover qualquer resíduo de fluido de corte, para solucionar isso existe como alternativa a utilização de fluidos de corte com base mineral. Esta operação de limpeza requer tempo e custo adicional. Fluidos a base de água e fluidos de baixa viscosidade são opções, a fim de facilitar a limpeza. Fluidos de corte utilizados na área de usinagem contêm substâncias químicas que podem ser prejudiciais não somente às pessoas envolvidas nas operações, mas também podem causar danos sobre o meio ambiente.

As perdas de fluido de corte durante o processo ocorrem através de vaporização, perda junto aos cavacos, peças de trabalho que saem da máquina contendo este fluido e a perda nos componentes da máquina, tais como dispositivos de manipulação e transporte, bem como as perdas por meio de sistemas de vácuo e pressão de ar, que ocasionam a formação de gotículas e subsequente vazamento.

Até 30% do consumo anual de fluido de corte é perdido por meio da remoção do sistema, pelos meios acima. Além disso, a contaminação de cavacos gerados os torna difíceis de reciclar e as peças de trabalho devem ser limpas com frequência, antes de prosseguir para a próxima etapa do processo.

A maioria dos fluidos de corte utilizados na usinagem é de origem mineral (derivada do petróleo) e o descarte direto destes fluidos à base de petróleo provoca poluição e contaminação da água, do ar e do solo. Em contrapartida, no corte a seco a usinagem com a quantidade mínima de fluido (MQF) ou com fluidos à base de vegetais é considerada como usinagem com consciência ambiental.

De acordo com Zeilmann (2003), na Alemanha, muitas empresas, especialmente grandes montadoras, conhecem exatamente os custos referentes à utilização de fluidos lubrificantes e são as que mais investem na redução ou eliminação dos fluidos dos seus processos. O autor ainda complementa que nas empresas de grande porte os valores chegam a alcançar até 16,8% dos custos totais de produção, segundo o estudo apresentado pelo próprio autor, não sendo válido como regra geral. Para empresas de menor porte, estes custos são estimados na ordem de 1 a 6%.

Desta forma, existem várias maneiras para reduzir ou evitar o uso de refrigeração e lubrificação com fluidos. Portanto, somente realiza-se o corte a seco quando os malefícios do uso do fluido são maiores que os benefícios, mas a princípio sempre se deseja refrigeração e lubri-refrigeração em um processo de usinagem.

2.2.1. Funções dos fluidos de corte

Para Ferraresi (2006), o fluido de corte possui como função a melhoria do processo, sendo ela de caráter funcional ou econômico. A melhoria de caráter funcional refere-se às características do fluido que facilitam o processo de usinagem, no sentido de conferir a este um aspecto melhor, como:

- Redução do coeficiente de atrito entre a ferramenta e o cavaco;
- Expulsão do cavaco da região de corte;
- Refrigeração da peça, durante a usinagem, e da ferramenta;
- Conferir melhor acabamento superficial à peça.

Já as melhorias em caráter econômico, referem-se às condições que tornem o custo o mais reduzido possível com a utilização do fluido, sendo:

- Redução do consumo de energia durante o corte;
- Redução do desgaste, afiação e substituição da ferramenta;
- Criação de um “filme” lubrificante com o propósito de dificultar/diminuir a corrosão da peça usinada.

No entanto, para Diniz, Machado e Sales (2001), a principal função do fluido de corte é lubrificar em baixas velocidades de corte e arrefecer a interface ferramenta-peça em altas velocidades de corte. Citam também que a função menos importante é ajudar na remoção de cavacos da zona de corte e proteger a máquina-ferramenta e a peça contra a corrosão.

Neste sentido, Trent e Wright (2000) e Machado et al. (2015), afirmam que, em operações com altas velocidades de corte, a refrigeração é a função mais importante do fluido de corte, pois estas velocidades propiciam o desenvolvimento de altas temperaturas. Além disso, em altas velocidades de corte as condições não são favoráveis para a penetração do fluido de corte na interface ferramenta-cavaco, para que este exerça suas funções. Em velocidades de corte moderadas, tanto a refrigeração como a lubrificação são importantes. Contudo, nas operações onde as velocidades de corte são baixas, a lubrificação torna-se a

função principal de um fluido de corte, e a refrigeração é relativamente sem importância, pois as temperaturas nessas condições são baixas.

Em baixas velocidades de corte, a refrigeração não é muito importante, enquanto a lubrificação é importante para reduzir o atrito e evitar a formação da aresta postiça de corte. Neste caso, um fluido à base de óleo deve ser usado. Em altas velocidades de corte, as condições não são favoráveis à penetração de líquidos, para alcançar a interface e funcionar como um lubrificante. Nestas condições a refrigeração torna-se mais funcional e um fluido à base de água é sempre mais indicado.

Como lubrificante, o fluido de corte funciona para reduzir a área de contato entre o cavaco e a ferramenta. A sua eficácia depende da capacidade de penetrar nesta interface para criar uma camada fina de lubrificante em curto período de tempo. Esta camada é criada pela reação química ou adsorção física e deve ter resistência da camada para suportar estas severas condições. Deste modo, também irão atuar indiretamente como um refrigerante, pois reduz a geração de calor e, portanto, a temperatura de corte.

2.2.2. Usinagem a seco

Em operações normais de usinagem, os fluidos de corte são usados para refrigerar/lubrificar a área de contato entre a ferramenta e a peça de trabalho. Porém, a utilização de fluidos gera uma série de inconvenientes além de aumentar os custos de produção. Segundo Kalhofer (1997), na última década, muito tem sido feito com o objetivo de restringir o uso de fluidos de corte na produção mecânica, devido aos custos relacionados com os fluidos, as questões ecológicas, de saúde humana e assim por diante. Logo, a usinagem a seco elimina todos os problemas associados com os fluidos de corte. Entretanto a usinagem a seco possui algumas desvantagens pois durante este processo, a temperatura na ferramenta de corte é muito elevada e isto a induz ao desgaste excessivo, diminuindo assim a vida útil da mesma.

Segundo Pereira et al. (2005), durante anos, não havia preocupação no descarte dos fluidos de corte, que eram lançados diretamente no meio ambiente como um resíduo qualquer. No entanto, esta realidade tem mudado a cada dia, não apenas pelas fiscalizações e o rigor das leis, mas influenciada também pela busca de produções com o foco cada vez mais voltado ao meio ambiente, que neste caso recebe um “selo verde”, o qual classifica este processo como não prejudicial ao meio ambiente.

Neste contexto, a usinagem a seco não gera poluição da atmosfera ou impacto nos recursos hídricos. Dentre as vantagens da usinagem a seco está a redução dos custos de fabricação. Neste sentido, Klocke et al. (1998) complementam, citando que em uma usinagem sem fluido haverá redução do choque térmico, das trincas e dos lascamentos, principalmente no corte interrompido.

No processo de usinagem interrompida, como o fresamento, o corte a seco proporciona vida útil mais longa do que a usinagem com fluido de corte. No fresamento a ferramenta de corte não atua continuamente e o uso de fluidos de corte aumenta o efeito de choque térmico.

A usinagem com ferramentas de cerâmica deve ser efetuada nesta mesma condição, a seco, caso contrário ocorrerá choque térmico que ocasionará a trinca e consequentemente a quebra da ferramenta. Na perfuração a função mais importante do fluido de corte é a remoção dos cavacos, sendo que a usinagem a seco poderá induzir a quebra da broca.

Entretanto, há novos materiais de peças de trabalho utilizadas, especialmente na indústria aeroespacial (como ligas de níquel, ligas de titânio, ligas de Co-Cr), que são extremamente difíceis de usar. Em combinação com a alta velocidade de corte muitas dificuldades são encontradas, impossibilitando o uso de usinagem a seco.

No fresamento de alguns materiais, tais como o aço inoxidável, a usinagem a seco apresenta efeitos positivos quando comparados à usinagem com emulsões. Diniz et al. (2008) utilizou duas concentrações (7 e 12%) de emulsão à base de óleo vegetal, com duas formas diferentes de aplicação de fluido (interna e externamente à ferramenta) no fresamento de um aço inoxidável 15-5PH e os resultados da vida da ferramenta foram comparados com o corte a seco. A vida da ferramenta para corte a seco foi 3,5 vezes maior do que os obtidos quando o fluido foi utilizado. Verificou-se ainda que a forma de aplicação de fluido não influenciou na vida da ferramenta.

Por outro lado, estes mesmos autores afirmam que em alguns outros materiais mais macios a usinagem a seco apresenta alguns problemas. Por exemplo, o alumínio é um material considerado macio e a usinagem em baixas velocidades de suas ligas induz ao aparecimento de aresta postiça de corte, sendo mais pronunciada na usinagem a seco. Esta aresta postiça de corte influenciará negativamente na qualidade da superfície da peça de trabalho, pois sem fluido o atrito é maior entre a ferramenta e a peça.

Desta forma, as desvantagens da usinagem a seco devem ser compensadas, através do melhoramento da qualidade das ferramentas de corte, as propriedades dos materiais destas ferramentas, buscando o menor coeficiente de atrito e alta resistência ao calor. Revestimentos

e a geometria destas ferramentas também são investigados pelos pesquisadores, a fim de proporcionar a eliminação de fluidos de corte nos processos de usinagem.

Ferramentas com propriedades auto-lubrificantes já estão sendo desenvolvidas. Segundo Darvim (2013), durante a usinagem a seco de um aço endurecido, as forças de corte, o desgaste da ferramenta e o coeficiente de atrito na interface cavaco-ferramenta, utilizando uma ferramenta deste tipo, são significativamente mais baixos em comparação com a utilização de ferramentas convencionais de WC / Co. Este efeito é causado pela ação de auto-lubrificação da ferramenta modificada.

2.2.3. MQF (Mínima Quantidade de Fluido)

De acordo com Klocke et al. (1998), a técnica de MQF se baseia no princípio de utilização total do óleo de corte sem resíduos, com baixo fluxo e elevadas pressões. A função de lubrificação é assegurada pelo óleo e a de refrigeração, mesmo que pequena, pelo ar comprimido. Esta pequena quantidade de óleo é suficiente para reduzir o atrito no corte, diminuindo a tendência à aderência em materiais com tais características.

Segundo Attanasio et al. (2006), no método MQF uma pequena quantidade de fluido de corte (10-100 ml/h) é aplicado com a utilização de ar comprimido na interface do cavaco-ferramenta para lubrificar esta zona de contato, para reduzir a temperatura e o atrito. Com o MQF, os cavacos, a peça e todo o conjunto máquina-ferramenta tem um baixo teor de resíduos de lubrificante, assim, a sua limpeza é mais fácil e mais barata em comparação com outros métodos (que não seja a usinagem a seco). A região de corte não é inundada por fluido durante a usinagem, facilitando o acompanhamento do operador.

Para Diniz et al. (2001), esta técnica ocorre com a mistura de gotas de fluidos de corte (óleos puros ou emulsões) num fluxo de ar comprimido, gerando uma "pulverização" que é dirigida para a região de corte, para funcionar como lubrificante ou como líquido de refrigeração. Micaroni (2006) complementa citando que o volume do fluido pode variar em função do volume de cavacos e do processo de usinagem, sendo que a quantidade deve ser suficiente para reduzir o atrito da ferramenta e ainda evitar a aderência dos materiais. Os produtos utilizados no MQF devem ser isentos de solventes e materiais fluorados, mas devem possuir elevada taxa de remoção de calor.

Durante um experimento, Machado e Wallbank (1997) utilizaram a técnica de MQF e observaram a redução das forças de corte na usinagem de aço carbono (médio teor de carbono), sendo esse usinado em baixas velocidades de corte.

Nessas condições, os valores das forças obtidas com o sistema de névoa foram ainda mais baixos do que os obtidos com a aplicação de uma emulsão utilizando o método convencional. Durante as experiências, foi concebido um sistema de ventura com água e outro com óleo solúvel, utilizando fluxos de 294 ml/h e 196 ml/h, respectivamente.

Analisando os resultados dos experimentos, os autores também encontraram uma pequena redução do parâmetro de rugosidade da superfície (R_a) e na espessura do cavaco, quando o MQF foi utilizado, em comparação com o corte utilizando o método convencional de aplicação de fluido e o corte a seco.

No entanto, Vikram e Ramamoorthy (2007) afirmam que o desempenho de corte utilizando o MQF depende principalmente da posição e pressão aplicada na saída dos bicos, o número de impulsos e a quantidade de fluido de corte em cada pulso. Por isso, é possível produzir componentes de alta qualidade com MQF, escolhendo cuidadosamente estes parâmetros.

Kelly e Cotterell (2002) utilizaram óleo vegetal em MQF durante a perfuração de ligas de alumínio fundido. Eles concluíram que a localização dos bicos injetores do MQF, associados a um dado volume e pressão do fluido de corte, poderia ser otimizado, a fim de conseguir uma vida mais longa da ferramenta.

Davim et al. (2006) também realizaram um estudo durante a furação de ligas de alumínio AA1050. Foram realizados testes com corte a seco, MQF e lubrificação convencional. Como resultado, notaram que o poder de corte e a força específica de corte foram maiores para a perfuração a seco, mas que os resultados comparando o método de MQF com lubrificação convencional não se diferenciaram muito. O acabamento superficial proporcionou resultados muito semelhantes, sendo que, segundo os autores, a correta seleção dos parâmetros de corte resultou em desempenhos semelhantes a ambas as condições (MQF e lubrificação convencional). Logo, não se conclui que o experimento fracassou, mas que testes foram feitos até que o resultado para ambos os métodos praticamente se igulassem.

Da mesma forma, Sales et al. (2009) realizaram o fresamento de um aço AISI 4140 utilizando a técnica de MQF, avaliando o desgaste da ferramenta, a rugosidade da superfície e a formação de rebarbas. Para a realização dos testes, os autores utilizaram fluidos à base de vegetais com diferentes taxas de vazão (corte a seco, 50, 100, 150 e 200 ml / h).

Os autores concluíram que o aumento na vazão do fluido tende a reduzir o desgaste da ferramenta, melhorando a rugosidade superficial e o comprimento do cavaco.

Para todos os casos, o MQF apresentou melhores resultados comparado com a usinagem a seco, aumentando a vida útil da ferramenta, reduzindo as forças de usinagem e proporcionando menor rugosidade na superfície usinada.

2.2.4. Usinagem com fluido a alta pressão

De acordo com Dahmal e Escursell (2004), a usinagem com fluido a alta pressão é um método inovador de lubrificação/arrefecimento da interface entre a ferramenta e o cavaco, utilizando-se as propriedades térmicas e mecânicas de um jato de alta pressão de água ou de emulsão, dirigido para dentro da zona de corte. Esta técnica está relacionada com o fornecimento de fluido sob uma pressão extremamente elevada na faixa de 80-360 MPa para a ponta da ferramenta de corte, por meio de bocais de pequeno diâmetro que variam de 0,15 a 0,25 mm.

Em complemento ao exposto no parágrafo anterior, Naves e Da Silva (2011) citam que a aplicação de fluidos de corte a alta pressão é uma técnica utilizada em usinagem que permite refrigerar e lubrificar regiões bem próximas à ponta da ferramenta, o que melhora de maneira significativa o controle do cavaco e propicia o uso de velocidades de corte mais altas. Isto contribui para o aumento da taxa de remoção de material e retarda a evolução do desgaste nas ferramentas de forma eficaz. O fluido de corte, quando aplicado em alta pressão, facilita a refrigeração da interface cavaco-ferramenta e favorece a redução do calor gerado durante os processos de usinagem.

Os autores ainda complementam que a usinagem a alta pressão contribui também na redução do atrito durante o escoamento do cavaco pela superfície de saída da ferramenta, promovendo um contato mais suave na movimentação do cavaco sobre esta superfície, o que favorece para a redução do desgaste da ferramenta. Estas características dos fluidos tornam-se possíveis devido à capacidade de penetração do jato, criando uma cunha hidráulica entre a ferramenta e o cavaco. Dessa maneira, é importante que o jato seja forçado a penetrar na interface cavaco-ferramenta com alta pressão e impacto suficiente para diminuir a curvatura do cavaco, favorecendo a sua quebra.

Em um trabalho prático, Machado et al. (1998) descobriram que o uso da alta pressão quando na usinagem do Ti6Al4V aumentou a vida útil da ferramenta em até 300% em relação

a usinagem convencional, mas que houve menor vida útil da ferramenta durante a usinagem de Inconel 901 sob o jato de alta pressão. Neste caso, os autores observaram que a forma de desgaste foi fundamental nos resultados. Na liga de titânio predominou o desgaste de flanco, enquanto na liga de níquel predominou o desgaste de entalhe.

Também na furação o uso de fluidos de corte sob altas pressões pode melhorar a lubrificação, refrigeração e remoção de cavacos. O fluido de corte é transmitido através de furos internos para a região do corte. Em altas pressões há maior penetração do fluido na interface ferramenta-cavaco, em comparação a outras técnicas.

Se tratando das vantagens, Dahmal e Escursell (2004) citam que há redução nas forças de corte, pois os cavacos se quebram em pequenos fragmentos, o que não gera atrito considerável na face da ferramenta, além de aumentar a vida útil da mesma, sem contar com o aumento de produtividade. No entanto, afirmam também que existem algumas desvantagens que consistem na necessidade de maiores investimentos para a aquisição e manutenção do equipamento. A máquina-ferramenta deve ser provida com equipamentos de alta pressão. Os componentes do sistema envolvem uma bomba de alta pressão alimentada com água filtrada ou emulsão, tubos de alta pressão, um bico fixo ao lado de um suporte da ferramenta e um sistema de filtros.

Ao implementar este método, haverá um consumo de energia relativamente maior (o que é compensado por maiores taxas de remoção e maior tempo de vida da ferramenta). No entanto, haverá maior nível de ruído além da máquina-ferramenta ser tomada por fluido em todas as partes, o que exige um sistema robusto e confiável de exaustão, vedação, filtragem e que iniba a oxidação de todo o sistema.

2.3. Estabilidade dinâmica da máquina ferramenta (rigidez do sistema)

De acordo com Souza (2011), devido a constante busca por alta produtividade e a necessidade de se usinar com ampla gama de velocidades em uma grande variedade de materiais, os processos de usinagem, principalmente os com ferramentas de geometria definida, requerem alta rigidez nas ferramentas de corte, bem como de todo o sistema. A ausência desta rigidez se torna um fator crítico na qualidade da usinagem e na capacidade do processo.

Assim, a rigidez, a fixação e o ajuste da ferramenta são a chave para a obtenção de potenciais ganhos de produtividade e precisão do processo de usinagem. Recentes

desenvolvimentos de precisão, da força de fixação e da geometria dos dispositivos de fixação possibilitam atingir o máximo desempenho das ferramentas de corte e das máquinas, que se podem traduzir em vantagem competitiva e lucros.

Neste sentido, Matsumoto e Da Silva (2007) afirmam que são vários os fatores que influenciam na baixa qualidade da peça, dentre os quais se podem citar a falta de rigidez da máquina ferramenta, a má fixação da peça, o desgaste da ferramenta de corte, a falta de estabilidade dinâmica (vibrações), as variações nas propriedades mecânicas do material a ser usinado, além de outros fatores, que podem influenciar diretamente na qualidade final de uma peça usinada.

Os autores ainda complementam afirmando que a rigidez de um sistema mecânico é a capacidade de resistir à ocorrência de deflexão elástica ou ainda, como sendo a relação entre a ação de uma força e a deflexão causada por esta força, que é um dos grandes responsáveis pela formação de desvios dimensionais e geométricos na usinagem.

Neste sentido, Gurgel et al. (2007) realizaram testes de estabilidade dinâmica em um processo de freso-rosqueamento com ferramenta híbrida. Durante os pré-testes, as ferramentas entraram em colapso logo nos primeiros furos. Como o custo da ferramenta era elevado, a cada ferramenta quebrada os envolvidos paravam todo o processo e analisavam a causa raiz da falha. Eles identificaram que a falta de rigidez no sistema estava ocasionando o colapso da ferramenta e, logo, iniciaram um estudo investigando o quanto os parâmetros influenciavam no processo, pois a estabilidade dinâmica é avaliada por meio de medição da aceleração de vibração do sistema.

Em resumo, após realizarem testes com três diferentes formas de fixação da peça (com 2, 4 e 6 elementos de fixação - parafusos) concluíram que a falta de estabilidade era a causa da falha catastrófica e que, após reduzirem a vibração, conseguiram realizar até 30.000 furos com a mesma ferramenta.

2.4. Métodos de determinação da usinabilidade dos materiais

De acordo com Ferraresi (1970), a usinabilidade pode ser definida como uma grandeza tecnológica que é expressa por meio de um valor numérico comparativo (sendo um índice ou uma porcentagem) de um conjunto de propriedades de usinagem de um material em relação a outro, tomado como padrão. No entanto, de uma forma mais objetiva, Mill e Redford (1983)

citam que a usinabilidade é um índice que compara o quão difícil (ou fácil) é a usinagem de um material.

Complementando o exposto acima, Souza et al. (2005) afirmam que a determinação da usinabilidade de materiais deve ser feita com cuidado, porque os materiais podem ter uma excelente usinabilidade relacionada a um determinado critério. No entanto, com uma leve mudança em um dado ou no critério a ser trabalhado, os resultados podem se diferenciar muito. Para eles, até o ponto de vista econômico deve ser considerado, sendo interessante estabelecer métodos de teste que permitam a determinação da usinabilidade dos materiais de uma forma rápida e com precisão, porque o processo de usinagem responde a uma parte significativa do custo final dos produtos.

É importante ressaltar que o índice de usinabilidade de um material não é apenas dependente de características do material, mas também das condições de usinagem.

No entanto, para Baptista (2002) ainda não está definida, em termos precisos, a usinabilidade dos materiais metálicos e, por isso, a citação de um único número para taxa de usinabilidade é frequentemente enganadora.

Para o autor, a usinabilidade dos materiais é uma propriedade difícil de ser determinada, pois depende de diversos fatores dos próprios processos de usinagem, ou seja: velocidade de corte, avanço, profundidade de corte e tipos das ferramentas, das máquinas operatrizes e dos fluidos de corte. Cada material apresenta condições particulares que ditam as normas mais adequadas de usinagem.

Desta forma, Souza et. al. (2005) citam que a usinabilidade de um material pode ser conhecida por meio de diferentes tipos de testes. Esses testes são usados para obter uma relação entre materiais, condições de corte, ferramentas, ou mesmo entre os fluidos de corte, mostrando quem apresenta o melhor desempenho durante a usinagem. Utiliza-se um parâmetro qualquer e os resultados obtidos através desses testes não apresentam um acordo exato nos resultados obtidos através de outros testes.

2.4.1. Classificação dos ensaios de usinabilidade

Segundo Mills e Redford (2001), os testes de usinabilidade podem ser classificados em dois grupos: (i) Requer usinagem e (ii) Não requer usinagem e dois sub-grupos: (a) Testes classificatórios e (b) Testes absolutos.

Os testes classificatórios são aqueles que meramente indicam a usinabilidade relativa de duas ou mais combinações de pares ferramenta-peça, para uma dada condição de corte. Os testes absolutos são aqueles que indicam os méritos relativos de duas ou mais combinações de pares ferramenta-peça para uma dada faixa de condições de corte. Os testes que não requerem usinagem são sempre testes classificatórios e os que requerem usinagem podem ser classificatórios ou absolutos.

De acordo com o tempo eles podem ser classificados em (i) de curta duração e (ii) longa duração. Os testes classificatórios são sempre de curta duração e os testes absolutos são quase sempre de longa duração. Sendo assim, a classificação dos ensaios de usinagem é dada de acordo com a Fig. 2.10.

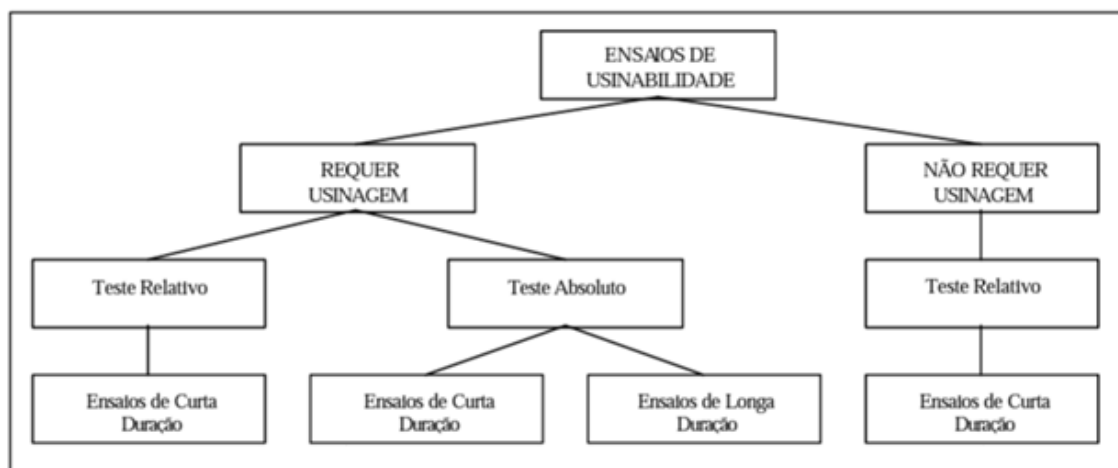


Figura 2.10 – Classificação dos ensaios de usinabilidade (MILLS e REDFORD, 1983), citada por AMORIM (2003).

Ferraresi (1977) apresenta uma classificação diferente, comentando que os testes de usinabilidade são muito usados, especialmente na indústria, onde se fazem necessários. Ele os classificou conforme os critérios básicos ou específicos, da seguinte maneira:

a) Critérios Básicos

- Critérios baseados na vida da ferramenta
 - Curvas de vida da ferramenta, velocidade V_{60}
 - Método do comprimento usinado
 - Método do Faceamento rápido
 - Método do aumento progressivo da velocidade de corte

- Método do aumento discreto da velocidade de corte
- Ensaio de sangramento com ferramenta bedame
- Método Radioativo
- Critérios baseados na força de usinagem
 - Método da pressão específica de corte
 - Método da tensão de cisalhamento
 - Método da força de avanço constante
 - Critérios baseados no acabamento superficial
 - Critério baseado na produtividade
- b) Critérios específicos
 - Critério baseado na análise dimensional
 - Critério baseado na temperatura de corte
 - Critério baseado nas características do cavaco
 - Grau de recalque
 - Coeficiente volumétrico e forma do cavaco
 - Frequência e amplitude de variação da força de usinagem
 - Critério baseado na energia fornecida pelo pêndulo
 - Pêndulo de Leyensetter
 - Pêndulo Ehrenreich

Por se tratar de muitos possíveis testes, o autor cita que os mais comuns são aqueles relacionados à vida da ferramenta, às forças de usinagem e ao acabamento superficial. Os principais testes serão comentados na sequência.

2.4.2. Testes de curta duração

Os testes de usinabilidade classificatórios são muito usados, especialmente em indústrias, onde são necessárias decisões rápidas e economicamente viáveis. No entanto, estes testes relatam duas grandes desvantagens, pois não podem fornecer relações quantitativas e eles são dependentes dos resultados das condições de corte, o que não há garantia de que a classificação permanecerá a mesma, caso alguns parâmetros sejam alterados.

A utilização de testes de usinabilidade absolutos de curto prazo tornou-se interessante. Os mais utilizados são os de incremento progressivo e incremento discreto de velocidade de corte. Nesses testes, o resultado é baseado no desgaste da ferramenta, mas o mesmo é acelerado para diminuir o tempo de corte.

2.4.2.1. Ensaios de usinabilidade que não requerem usinagem

Os ensaios que não requerem usinagem são sempre classificatórios e de curta duração, sendo de mais fácil execução. Estes ensaios são bastante úteis no sentido de prover uma resposta rápida à necessidade do projetista, do processista, ou mesmo como um embasamento no desenvolvimento de novos materiais. Alguns ensaios de usinabilidade que não requerem usinagem são:

- Teste de composição química – este teste busca correlacionar dados relativos à composição química de um material a grandezas nas quais seja possível efetuar comparação em termos de usinabilidade. Dois exemplos citados por Amorim (2003) são os métodos desenvolvidos por Czaplicki (1962) e Boulger et al. (1951), que relacionam a composição do material à V_{60} (velocidade de corte que acarreta uma vida de ferramenta de 60 minutos) e a um índice de usinabilidade de 0 a 100%, respectivamente. O método desenvolvido por Czaplicki para usinagem com ferramenta de aço rápido garante uma precisão de 8% em relação aos valores obtidos de ensaios de usinabilidade com usinagem (obviamente dentro de uma variedade de materiais, e considerando tratamentos térmicos restritos) para aços.

- Teste de microestrutura – a microestrutura determina várias propriedades de um material, influenciando grandemente em sua usinabilidade. Desta forma, Strafford e Audy (1997) verificaram que as amplitudes dos componentes da força de corte dependem fortemente do tamanho de grão e da proporção das fases ferrítica e perlítica em diferentes aços. Já em um estudo publicado por Singh et al. (1996), os autores relacionaram o nível de inclusões com a usinabilidade de aços, verificando que a remoção das inclusões em um aço causa o aumento das forças de corte com relação à redução do desgaste de flanco, influenciando de forma diferente em critérios de usinabilidade diferentes. Para Mills e Redford (1983), a avaliação mais usada do efeito da microestrutura do material da peça na usinabilidade é a desenvolvida por Zatlín e Field (1950), cujos resultados estão na Tab. 2.2, segundo a qual aços contendo 50% ou mais de perlita combinam boa usinabilidade com alta dureza.

Tabela 2.2: Efeito da microestrutura na usinagem dos aços (MILLS e REDFORD, 1983).

Tipo de microestrutura	Dureza Brinell	V20 (m/min) com ferramenta de metal duro
10% perlita + 90% ferrita	100 - 120	290
20% perlita + 80% ferrita	120 - 140	260
25% perlita	150	-
Esferoidizada	160 - 180	180
50% perlita + 50% ferrita	150 - 180	-
75 % perlita + 25% ferrita	170 - 190	140
100% perlita	180 - 220	145
Martensita temperada	240	-
-	280 - 320	105
-	350	-
-	370 - 420	46

- Teste de propriedades físicas – de acordo com a citação de Mills e Redford (1983) e Amorim (2003), a técnica desenvolvida por Henkin e Datsko (1963) associa propriedades como condutividade térmica, dureza Brinell do material, comprimento e redução percentual de área, obtidos em ensaio de tração convencional associados com a V_{60} de um material. Esta correlação funciona para os aços utilizados na determinação do método e outros de composição similar, mas por não levar em consideração o material da ferramenta, está sujeita a erros significativos.

2.4.2.2. Ensaios de usinabilidade que requerem usinagem

Os principais ensaios de usinabilidade de curta duração que requerem usinagem são:

- Ensaio de pressão constante – segundo Mills e Redford (1983), provavelmente o mais conhecido dos testes relativos, consiste em um processo de torneamento ao qual se deve manter a força de avanço constante. A partir da medição do tempo necessário para usinar uma distância predeterminada, obtém-se a taxa de avanço resultante, a qual será usada como parâmetro de usinabilidade do material. Este ensaio pode ser feito também para operações de furação e alargamento, com facilidade ainda maior do que no caso do torneamento, pois, por exemplo, em uma furadeira de coluna ou bancada o avanço constante pode ser facilmente obtido pelo uso de um sistema de roldana, cabos e pesos adaptados ao eixo de avanço da máquina.

- Ensaio de faceamento rápido ou Brandsma – de acordo com Mills e Redford (1983), este ensaio que por sua vez foi proposto por Kraus e Weddel (1937), consiste no faceamento de uma peça, partindo do centro em direção ao perímetro externo, estando o torno a uma rotação constante, conforme Fig. 2.11 e Fig. 2.12. O aumento na velocidade de corte resultante desse procedimento causa, em um ponto crítico, o colapso da ferramenta, verificado facilmente na peça a partir de uma análise da superfície usinada. Segundo Da Mota e Simões (2014) é necessário citar que o teste de faceamento de Brandsma tem o objetivo de comparar a usinabilidade das geometrias da ferramenta para dadas condições de corte, porém, não existe a garantia de que se essas condições forem alteradas, o ranking permanecerá o mesmo.

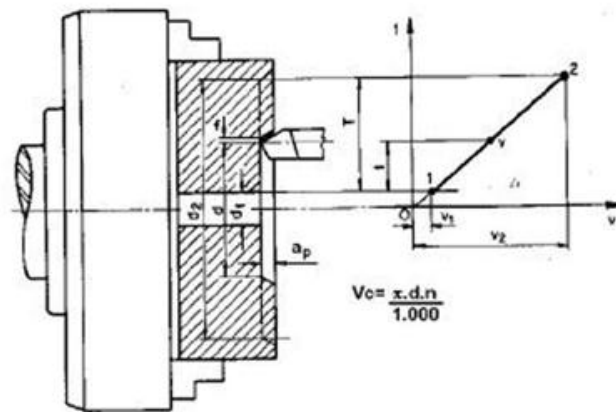


Figura 2.11 – Ensaio de faceamento rápido (FERRARESI, 1970)

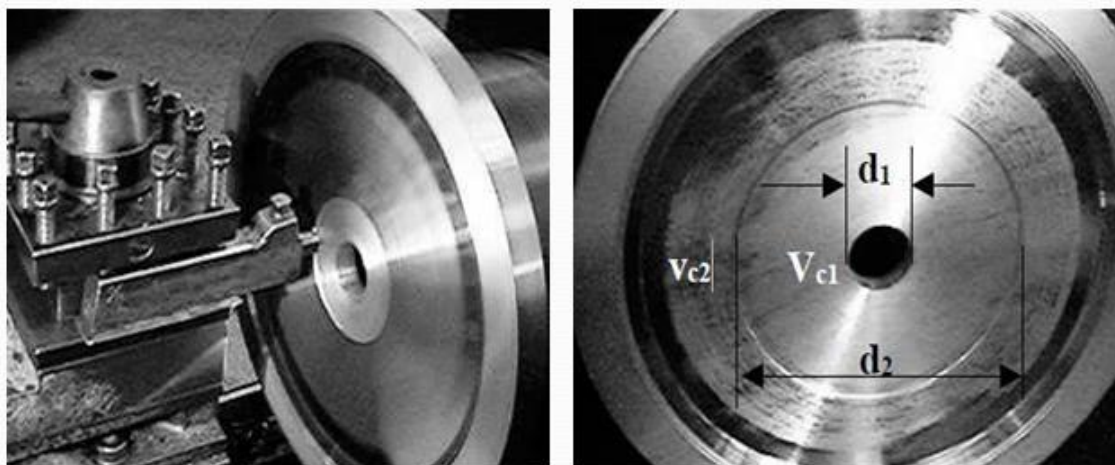


Figura 2.12 – Detalhes do teste de faceamento rápido (SILVA et al, 1999)

A medida de usinabilidade proveniente deste ensaio pode ser o tempo necessário para o colapso da ferramenta, a distância percorrida pela ferramenta até o seu colapso, ou ainda a

velocidade crítica de corte. Devido à falha catastrófica não ser fácil de ser alcançada em diâmetros da peça razoavelmente pequenos para ferramentas de metal duro, este tipo de ensaio é mais aplicável a ferramentas de HSS. Outras limitações são relativas ao espaço físico do torno, o qual deve suportar uma peça de dimensões suficientes para atingir o colapso da ferramenta. Sobre o material da peça, este deve ser o mais homogêneo possível para garantir um resultado confiável.

- Teste de rosqueamento – segundo Mills e Redford (1983), este teste não se trata exatamente de um ensaio de curta duração, pois é interessante por focar o material da peça ou da ferramenta de corte, assim como o fluido de corte usado. Os ensaios de rosqueamento são bastante usados na indústria e seus resultados correlacionam-se com os obtidos na prática, não apenas para o rosqueamento como também para outras operações de corte. Um dos parâmetros usados para a comparação da usinabilidade é o número de furos rosqueados até o desgaste de flanco atingir determinado ponto ou mesmo se limitar as dimensões dos furos.

- Ensaio de Torneamento Cônico – este ensaio de curta duração (apesar de absoluto) foi citado por Mills e Redford (1983) e proposto por Heigmbbotham e Pandey (1966). Consiste no torneamento do menor para o maior diâmetro e com avanço constante de uma peça de perfil cônico, de forma que a velocidade de corte aumenta a uma taxa constante. O aumento constante na velocidade de corte acelera o desgaste da ferramenta, assim como o teste de faceamento rápido. A partir dos resultados, conhecendo-se a velocidade de corte inicial, a taxa de variação da velocidade de corte, o tempo de usinagem e o desgaste de flanco na ferramenta, pode-se determinar as constantes x e K da equação de Taylor.

- Ensaio de torneamento com velocidade de corte variável – desenvolvido a partir do conceito introduzido pelo teste de torneamento cônico, este ensaio difere basicamente pelo fato da velocidade de corte variar devido a uma aceleração constante na rotação do torno, o que elimina tanto o preparo de um corpo de prova cônico, como as dificuldades de usiná-lo. Os dados decorrentes deste teste podem ser processados da mesma forma que os dados do procedimento anteriormente explicado e a única desvantagem aparente é o fato de um torno com variação de rotação programável se fazer necessário. Amorim (2003) faz uma citação sobre Evangelista (2001), que buscou relações entre resultados de ensaios de torneamento com velocidade de corte variável e de ensaios de taxa de desgaste de flanco, encontrando boa correlação com o aço SAE 1045.

2.4.3. Testes de longa duração

Para Schroeter et al. (2003), o ensaio de usinabilidade de longa duração pode ser feito em diversos processos de usinagem e fornece uma boa indicação de como o material irá se comportar durante as situações reais de fabricação. A desvantagem é que este ensaio normalmente consome muito tempo e tem custos elevados, além dos resultados obtidos estarem sempre restritos ao sistema (peça, ferramenta, máquina, fluido, etc).

Desta forma, os autores citam o teste chamado de “torneamento-temperatura” sendo empregado como teste de longa duração, sempre que o fator dominante na vida da ferramenta seja a temperatura e não o desgaste da ferramenta. A vida é definida como o tempo contado a partir do início do ensaio com velocidade de corte e avanço constantes até o instante em que se tenha a destruição total da ferramenta.

A análise do desgaste é realizada através do surgimento de marcas na peça ou se a superfície de corte apresenta superfícies brilhantes ou com cores de revenimento, que podem surgir devido à oxidação superficial da peça. Cavacos despedaçados ou uma modificação do ruído no processo também indicam o início ou a aceleração do desgaste que terá como consequência a destruição da ferramenta ou fim da vida útil.

Em acordo com o exposto acima, Souza et. al. (2005) complementa, citando que o teste mais usual e que proporciona resultados mais confiáveis são os testes de taxa de desgaste da ferramenta, os quais consistem na usinagem de peças, com paradas periódicas para medir o desgaste, normalmente no flanco da ferramenta. Este procedimento é repetido até que o critério de vida da ferramenta seja alcançado e deve ser realizado pelo menos duas vezes para cada uma das velocidades de corte. Este teste destina obter a equação de Taylor, que relaciona a vida da ferramenta de corte (T) com a velocidade de corte (V_c), considerando as propriedades do material através das constantes K e x, dependentes do par ferramenta-peça, conforme descrito na Eq.(2):

$$T: K.V_c^{-x} \quad (2)$$

Deste modo, os resultados obtidos são válidos para todas as condições estudadas. As desvantagens da utilização deste teste são o elevado tempo, o elevado consumo de material e de ferramentas. Os procedimentos para se determinar os coeficientes da Eq. 2 é regulamentado pela norma ISO 3685 de 1993 e, segundo Amorim (2003), pode ser

considerado o mais eficiente dos ensaios de usinabilidade. Consiste no torneamento de corpos de prova, com parada da operação e verificação do desgaste da ferramenta a intervalos regulares. O procedimento é repetido continuamente até que o desgaste da ferramenta chegue a um limite preestabelecido de fim de vida da ferramenta, conforme Tab. 2.3.

Tabela 2.3 – Critérios de fim de vida de ferramenta de corte recomendados pela norma ISO 3685 (1993).

Critérios de fim de vida da ferramenta de corte	
Desgaste de flanco médio (V_B)	0,3 mm
Desgaste de flanco máximo ($V_{B\ Max}$)	0,6 mm
Profundidade da cratera (K_T)	$0,06 + 0,3 \cdot f$
Falha catastrófica	

De posse dos dados relativos ao tempo de corte e desgaste de ferramenta, plota-se (conforme Fig. 2.13) a curva de desgaste em função do tempo de corte, repetindo-se o experimento para no mínimo mais duas velocidades de corte diferentes, necessárias para a determinação da equação de Taylor.

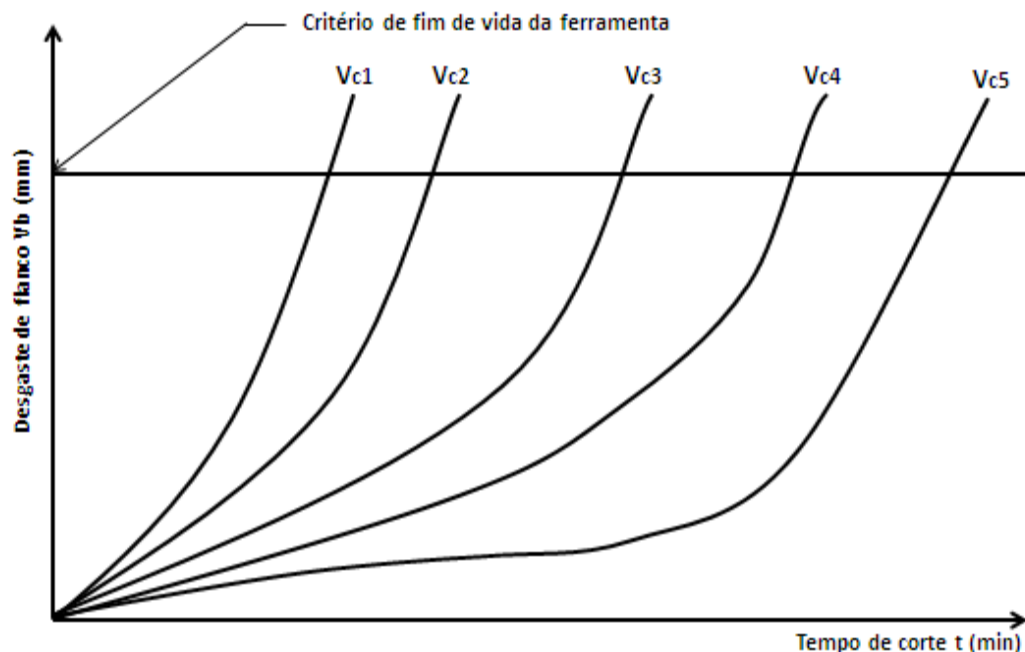


Figura 2.13 – Curva $V_B \times t$ (adaptada ISO 3685, 1993).

Desta forma é plotada, a partir dos dados obtidos na curva $V_B \times t$, a curva de vida de ferramenta $V_c \times T$ (Fig. 2.14), em escala logarítmica Eq.(3), na qual se pode observar uma clara tendência dos resultados (caso o experimento tenha sido realizado para várias

velocidades de corte) agruparem-se em torno de uma reta, sendo esta a equação de Taylor na forma logarítmica.

$$\text{LOG } T = \text{LOG } K - x \text{LOG } V_c \quad (3)$$

A partir do gráfico, pode-se resolver esta equação, determinando os valores das constantes x e K .

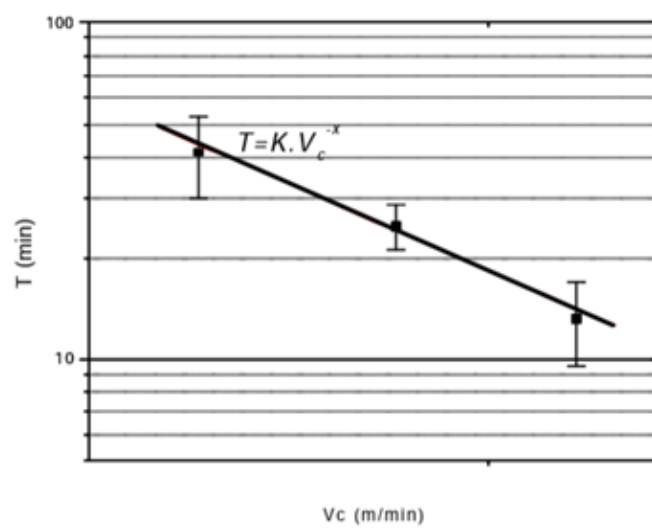


Figura 2.14 – Curva $V_c \times T$

Ferraresi (1977) exemplifica na Fig. 2.15 a curva de desgaste obtida em um processo de torneamento com inserto de metal duro, ao qual foi medido o desgaste de flanco.

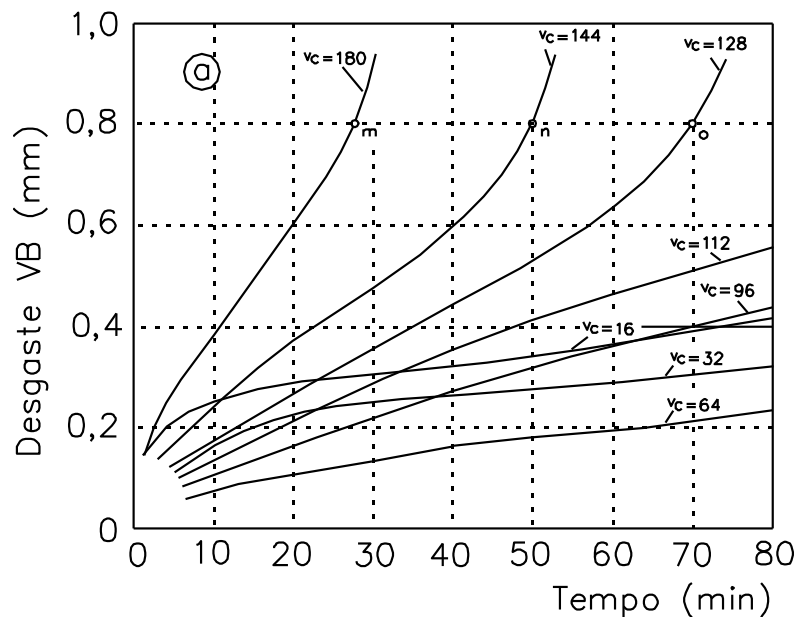


Figura 2.15 – Exemplo de uma curva de desgaste obtida para o torneamento de aço com ferramenta de metal duro (FERRARESI, 1977).

Porém, para Evangelista et al. (2003), do ponto de vista prático, observa-se que o ensaio de longa duração não é viável, pois demanda muito tempo para a execução. Os ensaios de curta duração atendem melhor aos requisitos práticos, principalmente nos aspectos econômicos dos tempos necessários. Deve-se levar em consideração, que dadas às condições forçadas de usinagem, seus resultados são algumas vezes, considerados imprecisos.

Neste sentido, estes mesmos autores realizaram um estudo comparando os resultados de um ensaio de curta e longa duração em um aço SAE 1040. Para os ensaios de longa duração, o procedimento para a execução consistiu em usar quatro velocidades de corte diferentes, com três repetições para cada velocidade com o objetivo de ajustar a equação de Taylor aos pontos experimentais. Estas velocidades foram escolhidas com base na recomendação de velocidades de corte para ensaios de torneamento, a partir de pré-testes, de forma a atingir uma vida da ferramenta entre 5 e 60 minutos.

Para os ensaios de curta duração, foi utilizada uma máquina de comando numérico que não possuía a função de programação capaz de imprimir uma aceleração na velocidade de corte durante a usinagem. Tendo em vista esta dificuldade, a solução adotada foi aumentar a velocidade de corte em incrementos de 5 m/min, após cada comprimento usinado de 25 m, até a destruição da ferramenta em um intervalo entre 125 e 175 m usinados.

Como resultado, os autores concluíram que não existe uma boa correlação entre o ensaio de curta duração proposto e o ensaio de longa duração para o aço SAE 1040, no

entanto foi possível observar uma boa repetitividade dos dados obtidos com o ensaio de curta duração, podendo esse ser um método viável de ser utilizado no que diz respeito ao controle de qualidade e à supervisão de materiais. Com relação ao ensaio de longa duração, este teve como característica o fato de apenas um passe ser necessário para levar à destruição da ferramenta. Isso se deve às condições forçadas de usinagem, as quais fizeram com que pequenos volumes do corpo de prova fossem suficientes para ocasionar a destruição da ferramenta. Observaram também que materiais que possuem gradiente microestrutural elevado, ao longo da seção transversal, podem apresentar comportamentos diferentes, dependendo da região analisada.

2.5. Materiais de ferramentas de corte

De acordo com Machado et al. (2015), o processo de usinagem somente ocorrerá se a ferramenta de corte for mais dura que a peça de trabalho. Desta forma, o surgimento de novos materiais e ligas estruturais com excelentes propriedades de resistência mecânica e elevada dureza contribui para o aparecimento de novos materiais para ferramentas de corte, sendo elas mais resistentes para as operações de usinagem. Por outro lado, a usinagem de materiais frágeis ou em operações de cortes interrompidos (como o caso do fresamento, por exemplo) requerem materiais de ferramentas com suficiente tenacidade para suportarem os choques e os impactos inerentes a tais processos.

A dureza e tenacidade são duas propriedades opostas (normalmente alta dureza significa baixa tenacidade e vice-versa) e o balanço destas propriedades nos materiais de ferramenta de corte se tornou um desafio para os fabricantes.

Sendo assim, a dedicação em estudos e investimentos na pesquisa mostram-se eficientes, pois hoje pode-se encontrar no mercado grande número de ferramentas com invejáveis características simultâneas de tenacidade e dureza. A conciliação dessas propriedades foi possível com a produção de ferramentas com diferentes composições químicas, tamanho de grãos finos e total controle dos processos de fabricação e tratamento térmico, o que lhes confere um grau de pureza e qualidade excepcionais.

As principais propriedades que um material de ferramenta de corte deve apresentar são listadas abaixo, não necessariamente em ordem de importância. Dependendo da aplicação, uma ou mais propriedades podem se destacar (MACHADO et al., 2015):

- Elevada dureza;

- Tenacidade suficiente para evitar falha por fratura;
- Alta resistência ao desgaste;
- Alta resistência a compressão;
- Alta resistência ao cisalhamento;
- Boas propriedades mecânicas e térmicas a temperaturas elevadas;
- Alta resistência ao choque térmico;
- Alta resistência ao impacto;
- Ser inerte quimicamente.

Os autores ainda complementam citando que grande número de fabricantes de ferramentas de corte gera forte concorrência entre eles, o que de certa forma, garante produtos de alta qualidade a preços satisfatórios. A Fig. 2.16 apresenta a lista dos materiais para ferramentas de corte existentes hoje no mercado mundial. À medida que se desce na lista, ganha-se em dureza (ou resistência ao desgaste) e perde-se em tenacidade, e vice-versa. A ordem na lista, também, obedece à ordem cronológica de aparecimento das ferramentas no mercado mundial, com algumas poucas exceções.

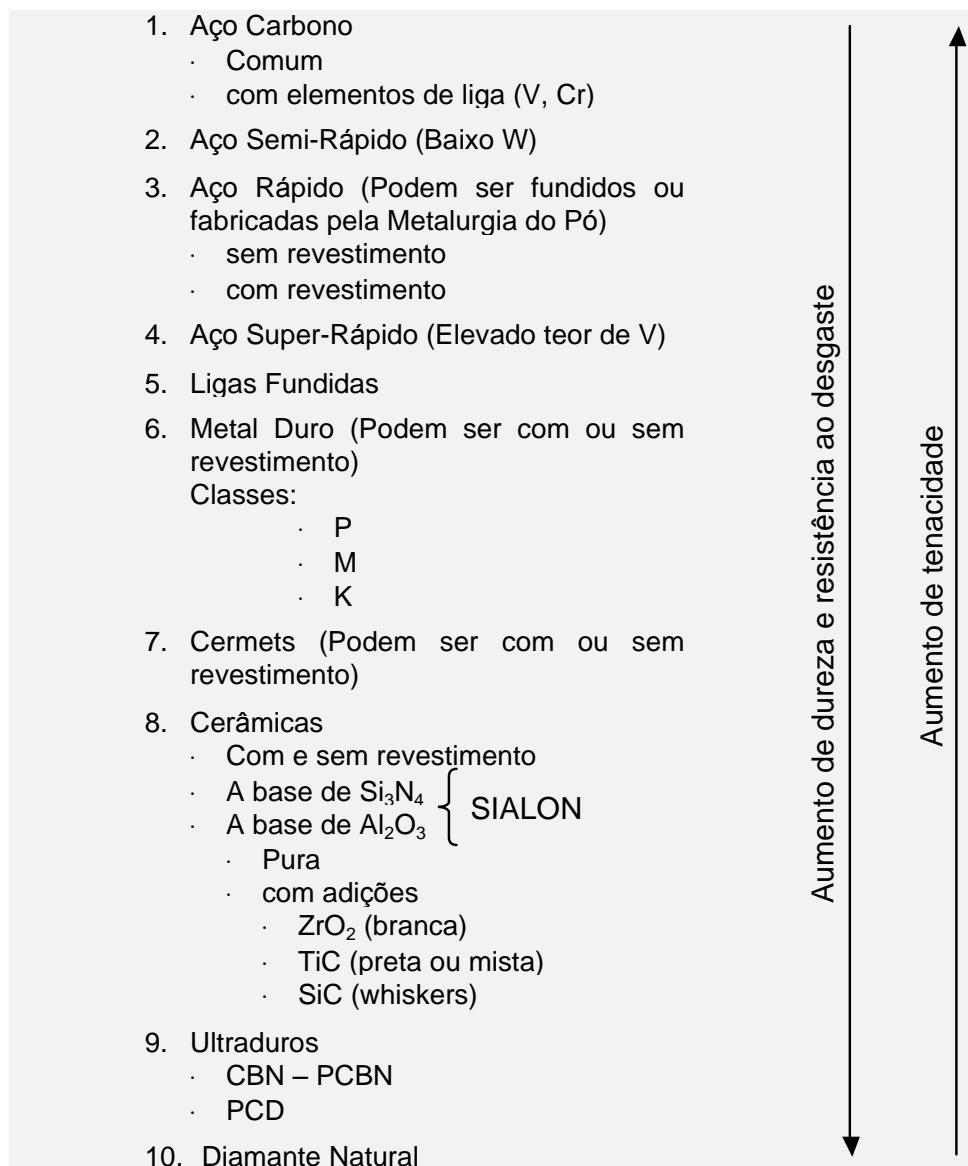


Figura 2.16 – Materiais utilizados para ferramentas de corte (MACHADO et al. 2015).

De acordo com Metals Handbook (1989), os três materiais mais comuns de ferramentas de corte, atualmente em uso para operações de usinagem, são o aço rápido (HSS), metal duro e ferramentas revestidas.

O nitreto cúbico de boro (CBN), a cerâmica e o diamante também estão sendo amplamente utilizados. De um modo geral, HSS é usado para obter perfis complexos ou em operações, quando a velocidade de corte exigida é menor. Metal duro, cermets e ferramentas de cerâmica, que podem operar em elevadas velocidades de corte, são encontrados em uma ampla variedade de classes e geometrias.

A seleção de um material para ferramenta de corte que forneça um serviço confiável, cumprindo os requisitos funcionais, ainda é complexo, mesmo com a grande quantidade e variedade existente no mercado, pois isso vai depender da aplicação a qual será destinada a ferramenta.

Quanto mais duro for o material da ferramenta, maior será sua resistência ao desgaste. Quanto mais elevada for a velocidade de corte, maior será a temperatura de corte e menor será a vida útil da ferramenta. A retenção da dureza a temperaturas elevadas, bem como longa vida da ferramenta, são características desejáveis em todas as ferramentas de corte.

2.5.1. Aço rápido (HSS)

De acordo com Nogueira (2004), os aços rápidos levam este nome devido a sua capacidade para reter dureza quando utilizados na usinagem a alta velocidade. Estes aços também são utilizados em outras aplicações, como em mancais de motores a jato ou componentes de veículos espaciais. A base da seleção para estas aplicações é que estes aços podem ser endurecidos a um nível de até 1000HV ou de 65 a 70HRC, e que nenhum amolecimento apreciável acontece quando atingem temperaturas de até 600°C.

Para Metals Handbook (1989) o HSS é uma liga que possui o teor de carbono acima de 0,6%, contendo ainda a combinação de tungstênio, molibdênio e vanádio na ordem e valores distintos em percentual. Sua importância no comércio industrial data de pelo menos 90 anos e, mesmo com a criação de novos materiais com melhores e inúmeras outras características, como o metal duro, a cerâmica e cermets, o HSS ainda é bastante utilizado.

Segundo Hoyle (1998), o primeiro aço rápido definido por padrões modernos, foi desenvolvido no início do século XX, contendo 18% de tungstênio, 4% de cromo e 1% de vanádio, com aproximadamente 0,7% de carbono. Este aço atualmente conhecido por seu número de especificação “T1”, permaneceu popular até a década de 50, quando foi substituído por um aço tungstênio-molibdênio “M2” no qual 1/3 do tungstênio em “T1” foi substituído por 5% de molibdênio com a elevação dos conteúdos de vanádio a 2% e de carbono à 0,85%.

Sendo assim, para Metals Handbook (1990) a classificação mais habitual dos aços rápidos é baseada em sua composição, existindo dois tipos básicos de acordo com a norma americana AISI (American Iron and Steel Institute), sendo os aços predominantemente ao tungstênio do grupo T e os aços ao molibdênio do grupo M. A Tab. 2.4 apresenta as principais composições químicas dos aços rápidos pertencentes aos dois grupos.

Tabela 2.4: Composições químicas dos aços rápidos dos grupos T à base de tungstênio e M à base de molibdênio (Adaptado do METALS HANDBOOK 1990).

Designação		Composição, %								
AISI	UNS	C	Mn	Si	Cr	Ni	Mo	W	V	Co
Aços Rápidos ao Molibdênio										
M1	T11301	0.78-0.88	0.15-0.40	0.20-0.50	3.50-4.00	0.30MAX	8.20-9.20	1.40-2.10	1.00-1.35
M2	T11302	0.78-0.88;0.95-1.05	0.15-0.40	0.20-0.45	3.75-4.50	0.30MAX	4.50-5.50	5.50-6.75	1.75-2.20
M3.class1	T11313	1.00-1.10	0.15-0.40	0.20-0.45	3.75-4.50	0.30MAX	4.75-6.50	5.00-6.75	2.25-2.75
M3.class2	T11323	1.15-1.25	0.15-0.40	0.20-0.45	3.75-4.50	0.30MAX	4.75-6.50	5.00-6.75	2.75-3.75
M4	T11304	1.25-1.40	0.15-0.40	0.20-0.45	3.75-4.75	0.30MAX	4.25-5.50	5.25-6.50	3.75-4.50
M7	T11307	0.97-1.05	0.15-0.40	0.20-0.55	3.50-4.00	0.30MAX	8.20-9.20	1.40-2.10	1.75-2.25
M10	T11310	0.84-0.94;0.95-1.05	0.10-0.40	0.20-0.45	3.50-4.50	0.30MAX	7.75-8.50	1.80-2.20
M30	T11330	0.75-0.85	0.15-0.40	0.20-0.45	3.50-4.25	0.30MAX	7.75-9.00	1.30-2.30	1.00-1.40	4.50-5.50
M33	T11333	0.85-0.92	0.15-0.40	0.15-0.50	3.50-4.00	0.30MAX	9.00-10.00	1.30-2.10	1.00-1.35	7.75-8.75
M34	T11334	0.85-0.92	0.15-0.40	0.20-0.45	3.50-4.00	0.30MAX	7.75-9.20	1.40-2.10	1.90-2.30	7.75-8.75
M35	T11335	0.82-0.88	0.15-0.40	0.20-0.45	3.75-4.50	0.30MAX	4.50-5.50	5.50-6.75	1.75-2.20	4.50-5.50
M36	T11336	0.80-0.90	0.15-0.40	0.20-0.45	3.75-4.50	0.30MAX	4.50-5.50	5.50-6.50	1.75-2.25	7.75-8.75
M41	T11341	1.05-1.15	0.20-0.60	0.15-0.50	3.75-4.50	0.30MAX	3.25-4.25	6.25-7.00	1.75-2.25	4.75-5.75
M42	T11342	1.05-1.15	0.15-0.40	0.15-0.65	3.50-4.25	0.30MAX	9.00-10.00	1.15-1.85	0.95-1.35	7.75-8.75
M43	T11343	1.15-1.25	0.20-0.40	0.15-0.65	3.50-4.25	0.30MAX	7.50-8.50	2.25-3.00	1.50-1.75	7.75-8.75
M44	T11344	1.10-1.20	0.20-0.40	0.30-0.55	4.00-4.75	0.30MAX	6.00-7.00	5.00-5.75	1.85-2.20	11.00-12.25
M46	T11346	1.22-1.30	0.20-0.40	0.40-0.65	3.70-4.20	0.30MAX	8.00-8.50	1.90-2.20	3.00-3.30	7.80-8.80
M47	T11347	1.05-1.15	0.15-0.40	0.20-0.45	3.50-4.00	0.30MAX	9.25-10.00	1.30-1.80	1.15-1.35	4.75-5.25
M48	T11348	1.42-1.52	0.15-0.40	0.15-0.40	3.50-4.00	0.30MAX	4.75-5.50	9.50-5.50	2.75-3.25	8.00-10.00
M62	T11362	1.25-1.35	0.15-0.40	0.15-0.40	3.50-4.00	0.30MAX	10.00-11.00	5.75-6.50	1.80-2.10
Aços Rápidos ao Tungstênio										
T1	T12001	0.65-0.80	0.10-0.40	0.20-0.40	3.75-4.50	0.30MAX	17.25-18.75	0.90-1.30
T2	T12002	0.80-0.90	0.20-0.40	0.20-0.40	3.75-4.50	0.30MAX	1.00MAX	17.50-19.00	1.80-2.40
T4	T12004	0.70-0.80	0.10-0.40	0.20-0.40	3.70-4.50	0.30MAX	0.40-1.00	17.50-19.00	0.80-2.20	4.25-5.75
T5	T12005	0.75-0.85	0.20-0.40	0.20-0.40	3.75-5.00	0.30MAX	0.50-1.25	17.50-19.00	1.80-2.40	7.00-9.50
T6	T12006	0.75-0.85	0.20-0.40	0.20-0.40	4.00-4.75	0.30MAX	0.40-1.00	18.50-21.00	1.50-2.10	11.00-13.00
T8	T12008	0.75-0.85	0.20-0.40	0.20-0.40	3.75-4.50	0.30MAX	0.40-1.00	13.25-14.75	1.80-2.40	4.25-5.75
T15	T12015	1.50-1.60	0.15-0.40	0.15-0.40	3.75-5.00	0.30MAX	1.00MAX	11.75-13.00	4.50-5.25	4.75-5.25

De acordo com Nogueira (2004), os aços rápidos são extensivamente usados em ferramentas de usinagem e de conformação, como também para peças de fricção, devido a suas propriedades mecânicas e resistência a abrasão.

As vantagens da utilização do aço rápido em ferramentas se dá pela boa tenacidade, alta resistência à quebra e um menor preço em relação a outros materiais. Apresenta grande importância em aplicações específicas, como em brocas, fresas, brochas, machos, cosinetes, alargadores, entre outras ferramentas e, por isso, ainda existem muitas pesquisas para desenvolvimento, objetivando melhores propriedades, isso devido ainda à sua grande utilização no mercado.

2.5.1.1. Efeito dos elementos de liga no HSS

De acordo com Nogueira (2004), os elementos de liga produzem numerosos efeitos sobre as propriedades dos aços e podem ser divididos em classes, como: a classe dos elementos que alargam a zona gama (ou gamagenos) e a classe dos que comprimem a zona gama (ou alfagenos).

Os elementos mais importantes do grupo dos gamagenos são: manganês, níquel, cobalto e nitrogênio. Já os elementos que pertencem ao grupo dos alfagenos são: alumínio, silício, fósforo, titânio, vanádio, cromo, molibdênio, tântalo e tungstênio. A seguir, tem-se a descrição do efeito sobre os aços rápidos, de cada um dos seus principais elementos de liga:

- Carbono – é o responsável direto pela resistência ao desgaste e pela alta dureza a quente, através da formação de carbonetos complexos. Os teores usuais de carbono variam entre 0,65% e 1,50%, com cerca de 30% destes valores dissolvidos na matriz. A quantidade mais adequada de carbono é dada por aquela que seja estequiometricamente necessária para a formação dos carbonetos e para alcançar a dureza requerida na matriz (a dureza da martensita aumenta quanto maior for a quantidade de carbono), também aumenta a quantidade de austenita residual e diminuem-se as temperaturas de sólido e líquido, com um aumento consequente da faixa de fusão. Entretanto, também aumenta a dureza a alta temperatura e o número de carbonetos duros e estáveis que contribuem para aumentar a resistência ao desgaste.

- Tungstênio e Molibdênio – são elementos alfagenos e carborígenos, são substitucionais (um átomo de W por um de Mo) e possuem a mesma função nos aços, melhorando as propriedades de corte e a dureza a quente. O W e o Mo são os elementos mais utilizados nos aços rápidos, sendo os responsáveis pela formação de uma grande quantidade de carbonetos primários do tipo M_6C , constituindo composições do tipo: $(Fe, Cr, V)_4(W, Mo)_2C$ – $(Fe, Cr, V)_3(W, Mo)_3C$. Estes carbonetos são parcialmente solúveis na matriz do aço, tendo pouca contribuição no endurecimento secundário, mas contribui amplamente na dureza a temperaturas elevadas. A austenita nos aços rápidos com molibdênio é menos estável que os com tungstênio, o que representa uma vantagem nos tratamentos térmicos, pois melhora a temperabilidade dos mesmos, apesar de que os aços que não apresentam W possuem maior tendência a descarbonetação.

- Cromo – elemento alfageno e carborígeno que apresenta a propriedade de melhorar a resistência à oxidação, melhorar o endurecimento secundário devido à precipitação de

carbonetos de $M_{23}C_6$, durante o revenido, e diminuir as variações dimensionais, durante os tratamentos térmicos. Os carbonetos de $M_{23}C_6$ podem trocar Cr por Fe para formar carbonetos com W e Mo. O papel mais importante realizado pelo cromo nestas ligas é de retardar o amolecimento na faixa de revenimento de 530-600°C. Desta forma, Hetzner (2001) cita que o cromo foi adicionado para melhorar a tenacidade, prevenir a oxidação durante a austenitização a alta temperatura e para promover um endurecimento secundário.

- Vanádio – elemento alfaceno e carborígeno, seu principal efeito é a formação de carbonetos de elevada dureza (conhecidos como MC, apesar de sua estequiometria ser próxima a V_4C_3), o qual aumenta amplamente a resistência ao desgaste e levemente à dureza a quente. Estes carbonetos apresentam um efeito refinador de grão (fixam o movimento dos contornos de grão durante o tratamento térmico, de forma igual aos M_6C , e diminuem a temperabilidade.

- Cobalto – este elemento não se apresenta em todos os tipos de aços rápidos e não é um elemento formador de carboneto, dissolve-se na matriz e amplia a temperatura da curva solidus, permitindo que se realizem maiores temperaturas de austenitização, diminui o conteúdo de austenita retida, promove um refino da perlita e principalmente da martensita, sendo um de seus fatores mais importantes no aumento da dureza a quente.

Outros elementos formadores de carbonetos conhecidos são o Ti, Nb e o Ta. Podem também estar presentes e formam carbonetos muito estáveis do tipo MC, promovendo elevada resistência ao desgaste.

Com relação aos carbonetos presentes nos HSS, Nogueira (2004) cita Odériz (1998) afirmando que, dentre todos os carbonetos mencionados, os que se encontram presentes em todos os aços rápidos são os M_6C e MC (ambos de estrutura cúbica de face centrada), contendo também $M_{23}C_6$ (cúbica de face centrada) ou M_7C_3 (hexagonal), dependendo da quantidade de carbono. As ligas com maior quantidade de carbono formam principalmente M_7C_3 com menos $M_{23}C_6$.

Ainda de acordo com Nogueira (2004), os aços rápidos, em geral, são obtidos por dois diferentes processos, sendo a metalurgia convencional de fundição e a metalurgia do pó.

2.5.1.2. Processos de fabricação do HSS: metalurgia convencional de fundição

Os aços rápidos convencionais são produzidos através de procedimentos metalúrgicos de alta temperatura, fundidos em fornos de arco elétrico, vazamento contínuo ou descontínuo em tarugos ou lingotes, e conformados por laminação a quente ou forjamento (SUSTARSIC et al., 2001).

Em complemento, Steverson (1984) cita que nos aços ferramenta fundidos há uma forte tendência para ocorrer segregação durante a solidificação em molde, resultando em uma microestrutura grosseira e não uniforme, com variação na composição química. Esta tendência limita a dureza, gera problemas de tratamento térmico, e diminui a resistência ao desgaste.

Na produção dos aços rápidos por fusão, Nogueira (2004) afirma que, em função do elevado percentual de elementos de liga que provocam segregação de carbonetos duros e frágeis e um aumento do tamanho de grão, resulta em uma estrutura grosseira e heterogênea. No entanto, o aumento do teor de carbono melhora as propriedades de corte dos aços rápidos.

Teoricamente, pode-se esperar uma contínua evolução do nível de carbonetos cementados com o aumento do volume da fase dura, porém, no lingotamento, o volume de carbonetos é limitado pelo começo da formação de um reticulado de grandes carbonetos eutéticos, durante a solidificação. A presença deste reticulado eutético grosseiro conduz a uma fragilidade do material, o que impossibilita a sua utilização neste estado. Uma das alternativas consiste em modificar esta estrutura bruta de solidificação por conformação a quente. Esta conformação a quente por forjamento ou laminação tem a finalidade de romper a estrutura de solidificação e fragmentar os carbonetos. Em função da taxa de deformação e das diferentes técnicas utilizadas, a destruição da estrutura de solidificação é quase completa.

Para se obter uma estrutura mais homogênea, a tendência é aumentar a taxa de deformação a quente e, conseqüentemente, obter lingotes maiores.

Entretanto, o resultado poderá ser contrário, pois quanto maior o lingote, menor será a velocidade de solidificação, com estrutura de solidificação mais grosseira e maior a heterogeneidade dentro do mesmo. Isto ocorre porque ao decorrer da solidificação o líquido residual é enriquecido com carbono e elementos carbonetantes que baixam o ponto de fusão e, neste caso, as impurezas localizam-se externamente ao líquido. Este líquido residual solidificado posteriormente comporta em geral uma quantidade de carbonetos grosseiros (segregações), que não podem ser destruídos pela conformação a quente.

2.5.1.3. Processos de fabricação do HSS: metalurgia do pó

Este processo transforma, sem fusão, pós-metálicos ou não metálicos, usando pressão e calor, através de um tratamento térmico de sinterização que substitui a fusão clássica e que se realiza a temperatura inferior ao ponto de fusão do metal mais importante, obtendo-se a peça ou o componente já na sua forma final.

Uma das grandes vantagens, segundo Zapata (1987), é que através deste processo tecnológico é possível obter produtos e componentes acabados com uma homogeneidade e precisão dimensional superior ao conseguido por outras técnicas, porém com menor custo, principalmente devido à economia de matérias primas e energia, com mínima ou nenhuma operação de usinagem, sendo que para certos produtos é a única possibilidade para sua fabricação.

Desta forma, Odériz (1998) agrupou, conforme a Fig. 2.17, os vários métodos de fabricação de aços rápidos por metalurgia do pó.

Em geral, são elaborados a partir de pós pré-ligados obtidos por atomização a gás com forma esférica que não podem ser compactados a frio e, por isso, são processados mediante compactação isostática a quente (HIP). Podem ainda ser atomizados em água, que resulta em pós com formas irregulares e que podem ser compactados a frio, tanto por compactação isostática como por compactação uniaxial. Em conformidade ao exposto acima, Sustarsic et al. (2001) citam que neste método de consolidação do pó, através de compactação uniaxial a frio, são utilizados pós mais baratos que são atomizados em água. Estes pós-atomizados em água têm partículas com formas irregulares e são particularmente apropriados para a compactação, possibilitando a fabricação de peças de formas complexas com altas taxas de produção, utilizando prensas mecânicas ou hidráulicas.

O método de compactação isostática - HIP a quente implica em compactação e sinterização em um só passo por aplicação simultânea de pressão e calor. Já os processos de compactação a frio, tanto isostática como uniaxial, requerem um processo de sinterização posterior para consolidar as peças. A etapa de sinterização é crítica, e nela influem não só a temperatura, como também o tempo, a atmosfera e a composição dos pós.

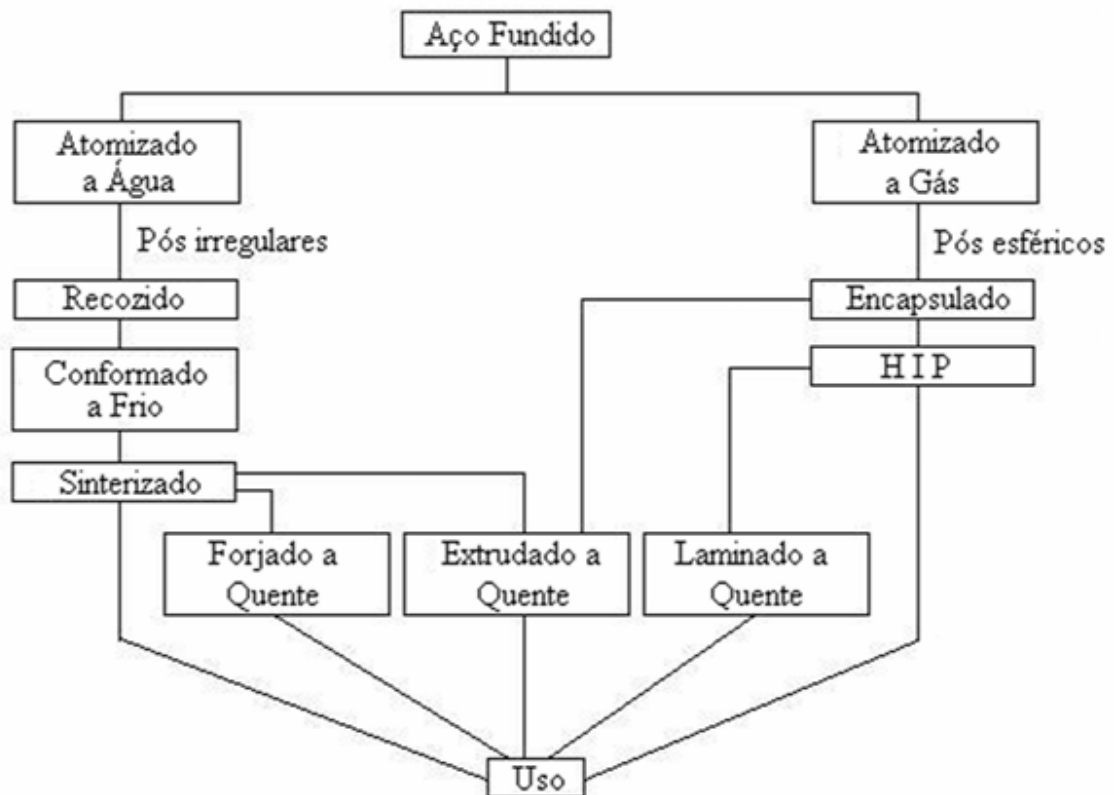


Figura 2.17 – Métodos para produção de aços rápidos via metalurgia do pó (ÓDERIZ, 1998)

A metalurgia do pó está sendo crescentemente utilizada para superar os problemas encontrados no processo da metalurgia convencional, como é o caso da microestrutura grosseira e não uniforme resultante deste método.

Desta forma, Zapata (1998) afirma que, em comparação com os HSS forjados, os HSS sinterizados têm uma microestrutura mais uniforme com carbonetos finos e bem distribuídos, os quais previnem o coalescimento ou a formação de redes de carbonetos eutéticos ao redor dos grãos de ferrita.

Outras vantagens destes processos em relação a métodos convencionais incluem menos desperdício de material, propriedades mecânicas isotrópicas e formas próximas da peça final. No entanto, Várez et al.(2001) relatam que nos HSS produzidos por metalurgia do pó há a tendência de apresentarem segregação de elementos de liga, nos níveis de estrutura ou de microestrutura.

2.5.1.4. Aplicação do HSS

Para Metals Handbook (1989), os HSS com adição de molibdênio, tais como M1, M2 e M7 e tungstênio T1, são mais comumente usados dentre todos. Eles possuem maior tenacidade e boa capacidade de corte, porém menor dureza a quente e a resistência ao desgaste em relação aos demais. A adição de vanádio oferece a vantagem de maior resistência ao desgaste e dureza a quente e os aços com teor de vanádio intermediário são adequados para cortes finos e desbaste para materiais duros ou macios.

O HSS do tipo T15, que possui 18% de tungstênio, é especialmente adequado para o corte de metais e ligas duras ou aços de elevada resistência, e já foram particularmente adequados para a usinagem de alumínio, aços inoxidáveis, ligas austeníticas, e metais refratários. No entanto, foi substituído em sua maioria a partir do momento em que foi acrescentado o molibdênio (M2). A junção destes dois elementos químicos, na ordem de 10% na composição total, originou uma ferramenta que maximiza a dureza e a resistência da ferramenta, mantendo essas propriedades sob altas temperaturas geradas durante a usinagem de materiais duros.

A adição de cobalto em várias quantidades permite ainda elevada dureza a quente, sendo que este grau de dureza é proporcional ao teor de cobalto. Eles proporcionam um melhor desempenho em materiais duros que são usinados com cortes profundos e em altas velocidades.

2.5.1.5. Dureza e desgaste do HSS

Com relação à dureza do HSS, Trent e Wright (2000) afirmam que está na ordem de 850 HV (dureza Vickers), bem menor do que a de muitas outras ferramentas. Neste sentido, os autores realizaram uma série de testes nos quais ferramentas foram extintas a partir de temperaturas sucessivamente mais elevadas, até seu ponto de fusão e, em seguida, temperaram várias ferramentas de HSS ao longo de um intervalo de temperaturas. Depois de cada tratamento, os testes de corte foram realizados em cada aço ferramenta para determinar a velocidade de corte em um ensaio de vida de 20 minutos. As ferramentas que possuíam o cromo e o tungstênio como elementos de liga apresentaram melhores resultados. Segundo eles, a melhor combinação dos elementos químicos para uma ferramenta de HSS, está listada na Tab. 2.5.

Tabela 2.5: Composição química ideal para o HSS (TRENT e WRIGHT, 2000).

Elemento químico	%
C	0,67
W	18,91
Cr	5,47
Mn	0,11
V	0,29

A grande variedade de HSS disponíveis comercialmente tem sido classificada em um pequeno número de tipos padrão ou classes, de acordo com a composição química. Muitas modificações na composição básica foram introduzidas pelos produtores comerciais, no entanto estes valores não variam muito, o que modifica é a forma de obtenção, tratamento térmico e refinamento ao longo de todo o processo de produção destas ferramentas.

A definição da vida útil e o desempenho destas ferramentas irão depender da geometria de corte, a qual ser rigorosamente controlada, sendo muito mais crítica em certas aplicações do que em outras. Muitas pesquisas e testes práticos foram realizados para se especificar a geometria ideal da ferramenta para diversas operações, no entanto, os ângulos de uma ferramenta serão definidos de acordo com o tipo de operação a ser realizado.

Em muitas aplicações, o desgaste das ferramentas é causado por uma série de fatores. Neste sentido, Machado et al. (2015) afirmam que podem-se distinguir três tipos de destruição da ferramenta de corte na usinagem, sendo elas a avaria, o desgaste e a deformação plástica. Desta forma, cada uma destas possibilidades de destruição serão descritas abaixo:

- Avaria – pode ocorrer de forma não prevista, que se origina devido a uma quebra, lasca ou trinca da ferramenta de corte. A quebra e a lasca geram a perda de uma quantidade considerável de material da ferramenta de corte, sendo que a trinca promove a abertura de uma fenda no corpo da ferramenta de corte.
- Desgaste – de acordo com a norma ISO 3685 (1993) o desgaste se define como sendo a mudança de sua geometria original, durante o corte, resultante da perda gradual de material. Segundo Hutchings (1992) o desgaste é a destruição de uma ou de ambas as superfícies que compõem um sistema tribológico, geralmente envolvendo perda progressiva de material.

- Deformação plástica – é a mudança da geometria de corte devido ao deslocamento de parte da ferramenta. Ela ocorre por cisalhamento devido às altas tensões atuantes nas superfícies da ferramenta.

Por causa desta dinâmica existente no processo de usinagem, durante estas operações a geometria inicial da ferramenta de corte sofre alterações. Verifica-se um desgaste, tanto na superfície de folga como na superfície de saída da ferramenta. Para tanto, existem três formas principais de desgaste, sendo: o desgaste de cratera, de flanco e o de entalhe, conforme detalhado na Fig. 2.18.

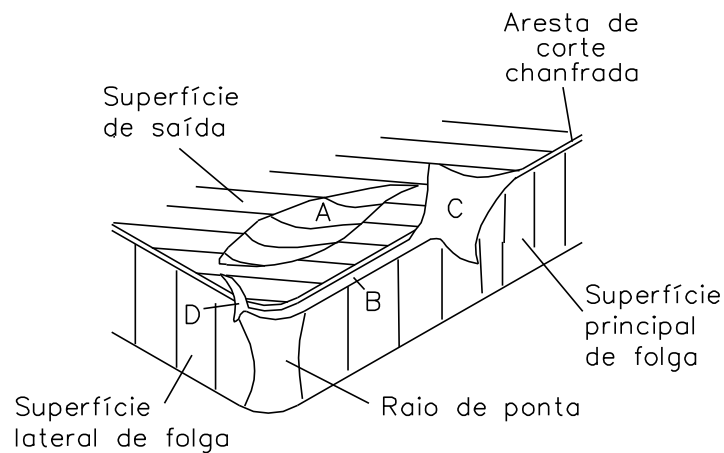


Figura 2.18 – As três principais áreas de desgaste da ferramenta de corte: (A) desgaste de cratera; (B) desgaste de flanco; (C) e (D) desgaste de entalhe (TRENT, 1982).

No entanto, os mecanismos de desgastes se originam de processos físicos (como, por exemplo, o atrito) e químicos (como reações entre elementos químicos) durante a operação de usinagem. Sendo assim, Trent e Wright (2000) apresentam a classificação dos mecanismos de desgaste, conforme a Fig. 2.19.

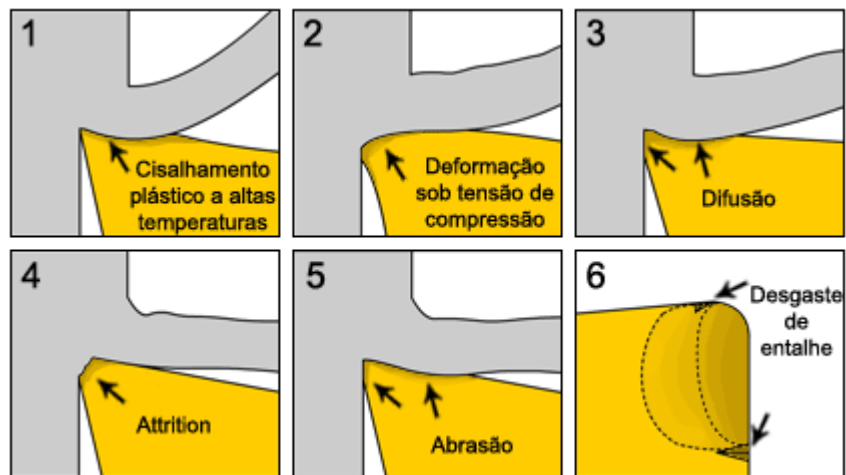


Figura 2.19: Mecanismos e processos de desgaste que podem ocorrer nas ferramentas (TRENT e WRIGHT, 2000).

A resistência ao desgaste é, geralmente, função da natureza da ferramenta, da composição da liga ou tipo de carbonetos presentes nas ferramentas. Os aços rápidos sinterizados possuem dureza mais elevada que os aços rápidos convencionais, além do maior teor de carbono e vanádio que proporcionam, diretamente, o aumento da resistência ao desgaste.

Em complemento ao exposto acima, Machado et al. (2015) citam que a velocidade de corte é o parâmetro de maior influência no desgaste em uma ferramenta de corte, sendo esta variável a maior responsável pelo aumento de temperatura na região de formação dos cavacos.

Na maioria das operações de usinagem industrial, o corte vai modificando a forma da extremidade da ferramenta, sendo que, no momento em que a ferramenta deixa de cortar de forma eficiente, esta vai emitir sinais ou até mesmo chegar ao colapso.

Se tratando do critério para o fim da vida útil, este é muito variado, pois a ferramenta pode ser reafiada ou substituída quando falha e deixa de atender as necessidades da operação. Os principais sinais que evidenciam o início do desgaste ocorrem quando a temperatura começa a subir, a operação se torna excessivamente barulhenta, a vibração da máquina torna-se elevada, as dimensões ou acabamento de superfície da peça sofre alterações ou quando a forma da ferramenta se altera por algum valor especificado.

Neste sentido, a norma ISO 3685 (1993) recomenda como critério de fim de vida útil para ferramentas de aço-rápido, metal duro e cerâmica, em operações de desbaste, as seguintes condições:

- Desgaste de flanco médio, $VB_B = 0,3 \text{ mm}$.
- Desgaste de flanco máximo, $VB_{B_{\max}} = 0,6 \text{ mm}$.
- Profundidade da cratera, $KT = 0,06 + 0,3f_c$, onde f_c é o avanço de corte em mm/rev.
- Desgaste de entalhe, $VB_N = 1 \text{ mm}$.
- Falha catastrófica.

Muitas vezes, a habilidade do operador é fundamental e necessária para detectar sintomas de final de vida útil da ferramenta, para evitar o colapso desta e o dano à peça que está sendo usinada. Antes do colapso, o operador deve tomar alguma medida para interromper a operação. No entanto, a alteração da forma da ferramenta é muito pequena e pode raramente ser observada a olho nu. As superfícies desgastadas das ferramentas geralmente são cobertas por camadas de material da peça de trabalho, que pode escondê-los parcialmente ou completamente, tornando difícil a visualização mesmo com microscópios apropriados. Mas é de extrema importância o monitoramento contínuo do estado de afiação da ferramenta, pois este é quem determina a capacidade de corte da mesma.

2.6. Software Statistica®

De acordo com Sassi et al. (2011) um grupo de professores universitários e cientistas criaram a empresa StatSoft no ano de 1984, com o objetivo de desenvolver procedimentos estatísticos que não estavam disponíveis no mercado. Após muita pesquisa, em março de 1991 criaram o software Statistica® na versão DOS.

O software Statistica® /DOS ofereceu a 4ª maior seleção de gráficos em um único sistema disponível no mercado e uma série de vantagens tecnológicas. Algumas de suas características únicas e soluções de interface de usuário se tornaram padrões estatísticos e analíticos para software gráfico.

Em 1993, surge uma versão para Windows do Statistica®. Entre 1994 e 1998, a StatSoft lançou o software Statistica® 4.0, 4.5, 5.0, 5.1, 97 edition e 98 edition, e eles continuaram a definir o novo desempenho, capacidade e padrões de abrangência para as estatísticas. Na visão dos usuários, esses lançamentos só melhoravam a qualidade do software.

Entre 2008 e 2009, o Statistica 9 atualizou toda a linha de produtos StatSoft para computação de 64 bits.

Atualmente, a StatSoft é uma empresa que oferece sistemas de controle de qualidade para outras empresas, apoiada por um serviço completo, com escritórios em todos os continentes. É, hoje, uma das maiores fornecedoras mundiais de softwares em todo o mundo analítico, e o seu principal produto, o software Statistica®, disponível em vários idiomas, é usado em muitas universidades, institutos de pesquisa, empresas e unidades em mais de 60 países.

2.6.1. Regressão múltipla

De acordo com Triola (2014), a equação de regressão múltipla expressa uma relação linear entre uma variável dependente “y” e duas ou mais variáveis preditoras (x_1, x_2, \dots, x_k). A forma geral de uma equação de regressão múltipla é dada conforme a Eq.(4):

$$y = b_0 + b_1 x_1 + b_2 x_2 + \dots + b_k x_k. \quad (4)$$

Para Sassi et al. (2011), a regressão múltipla é uma técnica multivariada, cuja finalidade principal é obter uma relação matemática entre uma das variáveis estudadas (variável dependente ou resposta) e o restante das variáveis que descrevem o sistema (variáveis independentes ou explicativas), assim como reduzir um grande número de variáveis para poucas dimensões com o mínimo de perda de informação, permitindo a detecção dos principais padrões de similaridade, associação e correlação entre as variáveis. Sua principal aplicação, após encontrar a relação matemática, é produzir valores para a variável dependente quando se têm as variáveis independentes (cálculo dos valores preditos). Ou seja, ela pode ser usada na predição de resultados, por meio da regra estatística dos mínimos quadrados.

A inclusão de novas variáveis na equação de ajuste pode ser feita para aumentar o grau de correlação entre os dados teóricos e reais.

De acordo com Triola (2014), há vários elementos importantes, tais como a significância dos coeficientes individuais. No entanto, para uma análise de regressão múltipla com poucas variáveis, utilizar o “ R^2 ”, “ R^2 ajustado” e o “valor P” já garante confiança na geração, bem como na análise dos resultados. Logo:

- R^2 Coeficiente de determinação múltipla – é uma medida de quão bem a equação de regressão múltipla se ajusta aos dados amostrais. Um ajuste perfeito resultaria em $R^2 = 1$ e um ajuste muito bom resulta em um valor próximo de 1. Quanto menor for R^2 , pior será a medida de ajuste para os resultados.

Para Mynbaev e Lemos (2004), R^2 é uma característica puramente algébrica da qualidade de regressão. No modelo linear variável dependente é a soma de dois componentes, um determinístico e outro aleatório, R^2 mede o poder explicativo da parte determinística.

No entanto, R^2 tem um sério defeito, pois na medida em que mais variáveis são incluídas, R^2 cresce. Logo, somente pelo fato de incluir mais variáveis, o valor de R^2 se altera positivamente, o que pode indicar um erro nas interações.

Neste mesmo sentido, estes autores afirmam que há precauções a serem tomadas sobre o R^2 , sendo:

- Os modelos a comparar devem conter o intercepto e a variável dependente deve ser a mesma;
- A comparação de dois modelos com base em R^2 não vale quando o conjunto de regressores de um modelo é um subconjunto dos do outro, porque a adição de novos regressores (mesmo sem sentido econômico) sempre aumenta R^2 .
- Nos modelos de séries temporais, muitas vezes, R^2 é alto por causa da alta correlação dos regressores com a variável dependente.

Para eliminar esta variável, utiliza-se o coeficiente de determinação ajustado ou “ R^2 ajustado”. Este é modificado para levar em conta o número de variáveis e o tamanho amostral.

No entanto, ao contrário do que se pensa, Mynbaev e Lemos (2004), afirmam que o R^2 ajustado nem sempre aumenta quando uma nova variável é adicionada, mas pode servir para comparação de modelos com os números regressores diferentes.

Neste sentido, Hair et al. (2009) afirmam que o “ R^2 ajustado” considera o número de variáveis independentes incluídas na equação de regressão e o tamanho da amostra. Apesar da adição das variáveis independentes sempre fazer com que o coeficiente de determinação aumente, o coeficiente ajustado de determinação pode cair se as variáveis independentes acrescentadas tiverem pouco poder de explicação, ou se os graus de liberdade se tornaram muito pequenos. Essa estatística é muito útil para comparação entre equações com diferentes números de variáveis independentes, diferentes tamanhos de amostras, ou ambos.

- Valor P – o valor P é uma medida de significância global da equação de regressão múltipla. O valor $P = 0,000$ indica que a equação de regressão múltipla tem boa significância geral e é adequada para predições. Assim como o R^2 ajustado, o valor P é uma boa medida de quão bem a equação se ajusta aos dados amostrais. O valor de 0,000 resulta de um teste de hipótese nula em que $B_1 = B_2 = 0$. A rejeição de $B_1 = B_2 = 0$ implica em que pelo menos um dos dois, B_1 ou B_2 não é 0, indicando que essa equação de regressão é eficaz.

Com relação à determinação da melhor equação de regressão múltipla, Triola (2014) afirma que, ao se tentar encontrar a melhor equação de regressão múltipla, não se deve, necessariamente, incluir todas as variáveis preditoras disponíveis. A determinação da melhor equação de regressão múltipla requer uma boa dose de bom senso e não há um procedimento exato e automático que se possa utilizar.

CAPÍTULO III

PROCEDIMENTOS EXPERIMENTAIS

Os procedimentos experimentais deste trabalho foram realizados no Laboratório de Ensino e Pesquisa em Usinagem (LEPU) da Faculdade de Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Uberlândia (UFU).

O material utilizado para os testes foi o aço ABNT 1045, na forma de discos com 250 mm de diâmetro e 50 mm de espessura. Este material foi obtido por corte por plasma de uma chapa, no formato indicado, conforme Fig. 3.1.

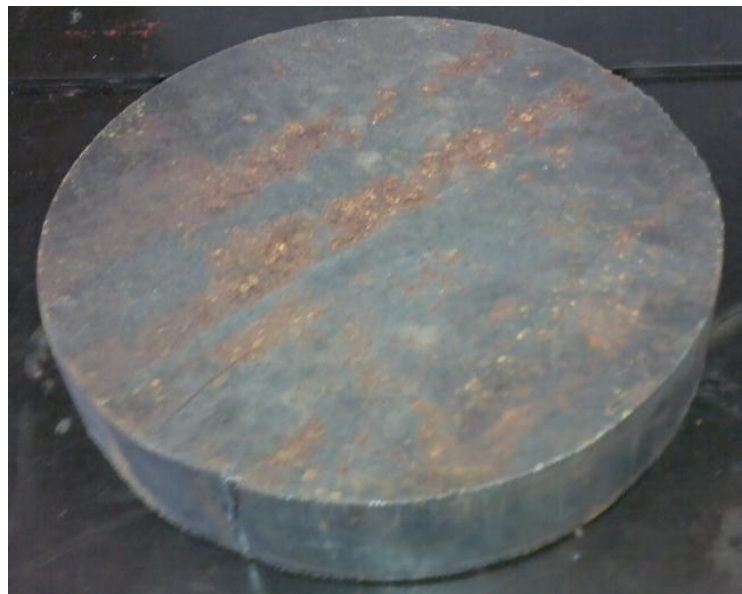


Figura 3.1 – Peça de aço carbono ABNT 1045 (foram utilizadas 4 peças com diâmetro de 250 mm x 50 mm de espessura)

A composição química (% em massa) aproximada do material é apresentada na Tab. 3.1.

Tabela 3.1: Composição química do aço ABNT 1045.

Carbono (C)	Manganês (Mn)	Fósforo (P)	Enxofre (S)	Silício (Si)
0,43 - 0,50	0,60 - 0,90	0,04	0,05	0,10 - 0,60

Foi realizada análise da microestrutura de acordo com o procedimento usual de lixamento progressivo, polimento e ataque com reagente nital na concentração de 10%. A imagem foi registrada com uma câmera Olympus QColor3, acoplada a um microscópio Olympus BX 51M. O resultado mostrado na Fig. 3.2 apresenta a microestrutura ferrita mais perlita. Foi realizado o teste de dureza com cinco medições, obtendo uma média de dureza de 221 HB.

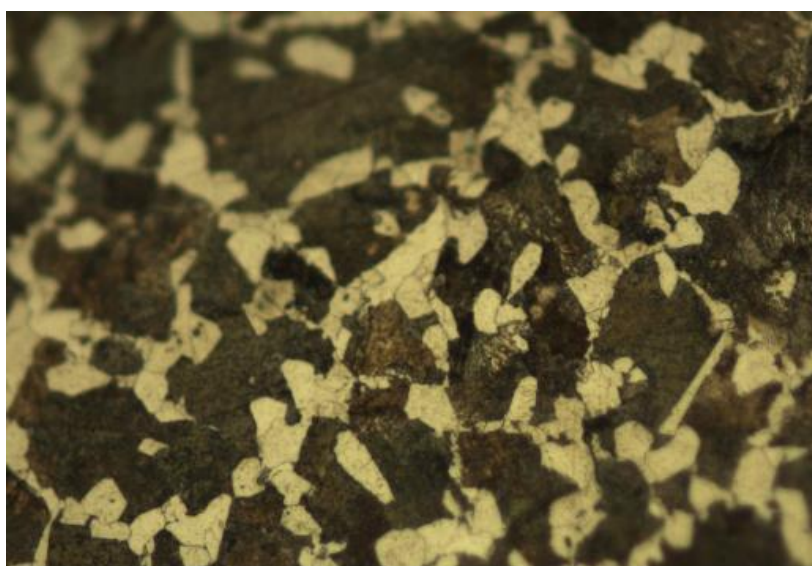


Figura 3.2 – Microestrutura do corpo de prova aço ABNT 1045. Ataque: Nital 10%, 50x.

Para o início das operações, estes corpos de prova foram fixados no torno mecânico Imor Maxi II – 520 com 6 cv de potência, variação discreta de velocidade, rotação máxima de 1400 rpm, fabricado pela Indústrias Romi S.A conforme disposto na Fig. 3.3.



Figura 3.3 – Torno mecânico Imor Maxi II – 520 utilizado para a realização dos testes

Foi realizado o furo de centro e, na sequência, um furo passante de 31 mm com broca de HSS, conforme Fig. 3.4. Este furo no centro do disco é suficiente para introduzir as ferramentas de HSS na forma de barras (bits), na profundidade de corte estipulada e constante de 0,5 mm, para iniciar os testes de faceamento de Brandsma.

Estes discos, apesar de cortados através do processo de plasma, foram entregues com bom acabamento superficial externo, sendo necessária apenas a operação de faceamento para garantir que os testes partiriam de uma superfície inicial uniforme. Este faceamento foi realizado com baixo avanço de corte, baixa rotação e de forma manual, com ferramenta de metal duro da classe K20, conforme disposto na Fig. 3.5.



Figura 3.4 – Operação de furação com broca de HSS com diâmetro de 31 mm.

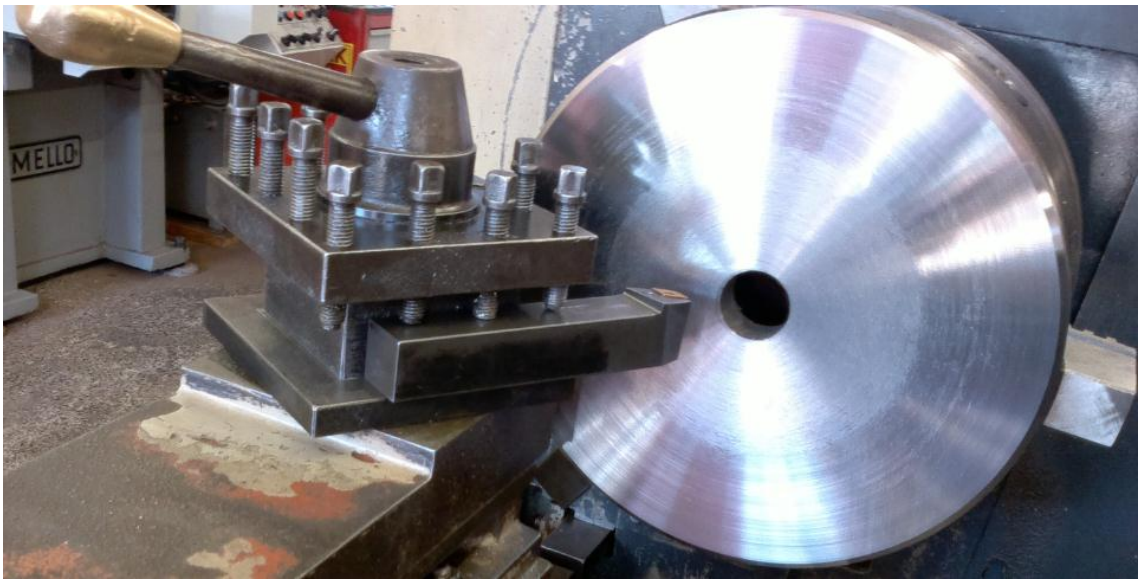


Figura 3.5 – Vista do disco de teste montado no torno após ser realizada a operação de faceamento para início dos testes

Na sequência, realizou-se a montagem da ferramenta de HSS (bit) que seria utilizada para a realização do teste, conforme Fig. 3.6. Após cada teste de faceamento de Brandsma, a peça foi faceada em todo o seu diâmetro antes da execução de um novo teste, com a ferramenta de metal duro. Na Fig. 3.6 observa-se também a ferramenta de metal duro utilizada para realizar esse faceamento.



Figura 3.6 – Montagem das duas ferramentas no torno

3.1. Parâmetros de corte

Para melhor escolha dos parâmetros de corte, foi necessária a realização de pré-testes que garantiram que a ferramenta de aço rápido entrava em colapso dentro do diâmetro máximo da peça disponível (250 mm). Nestes pré-testes foram utilizados a rotação (n) de 180 rpm, o avanço (f) de 0,167 mm/rev e profundidade de corte (a_p) de 0,5 mm. Testes anteriores realizados no LEPU indicavam uma velocidade de colapso da ferramenta de corte de HSS em torno de 110 a 120 m/min para a usinagem do aço ABNT 1045. Esta informação foi útil na escolha das condições iniciais dos pré-testes. A geometria inicial da ferramenta de corte proposta foi de 9° para o ângulo de folga e 9 valores diferentes para ângulos de saída, porém mantendo constantes os ângulos da superfície secundária de folga em 3° , o ângulo de posição primário em 75° e o ângulo de posição secundário em 15° , conforme descrito na Tab. 3.2.

Tabela 3.2: Condições iniciais utilizados para os pré-testes

Ângulo de saída (γ_o)	Ângulo de folga (α_o)	Superfície secund. de folga ($A\alpha'$)	Ângulo de posição primário (X_r)	Ângulo de posição secund. (E_r)	a_p (mm)	f (mm/rot)	n (rpm)
-15	9	3	75	15	0,5	0,167	180
-12							
-9							
-6							
0							
6							
9							
12							
15							

A definição destes ângulos ocorreu através dos valores recomendados pela teoria, com exceção dos ângulos de saída, pois os valores de -12° e -15° não se encontram como recomendados, sendo estipulados para que, assim, se pudessem explorar maiores faixas de variação do ângulo de saída, com este material.

Como tudo ocorreu conforme previsto (o colapso da ferramenta sempre ocorreu dentro da faixa intermediária dos diâmetros inicial e máximo), determinou-se que os valores estipulados na Tab. 3.2 seriam aqueles utilizados para a realização de todos os testes. Para agregar outras variáveis e enriquecer a análise, foram utilizados mais três valores para o ângulo de folga, sendo 3° , 6° e $7,5^\circ$, conforme Tab. 3.3. Reforçando que somente os ângulos de folga e de saída foram variados, os demais se mantiveram constantes.

Tabela 3.3: Ângulos utilizados para a realização dos testes

Ângulo de saída (γ_o)	Ângulo de folga (α_o)	Superfície secund. de folga ($A\alpha'$)	Ângulo de posição primário (χ_r)	Ângulo de posição secund. (ϵ_r)	ap (mm)	f (mm/rot)	n (rpm)
-15	3	3	75	15	0,5	0,167	180
-12	6						
-9	7,5						
-6	9						
0							
6							
9							
12							
15							

Observa-se pela Tab. 3.3 que, de acordo com as combinações de ângulos de saída e de folga das ferramentas, resultou num total de 36 geometrias (9 ângulos de saída e 4 ângulos de folga). Cada um dos testes foi replicado e treplicado, para garantir confiabilidade estatística dos resultados, totalizando 81 testes experimentais para cada condição lubri-refrigerante testada. Considerando que as geometrias das ferramentas foram otimizadas para a condição a seco, com MQF e com jorro, o total final dos testes foi 324.

Para os testes, foram utilizadas ferramentas de HSS, da classe M2, cuja composição química é apresentada na Tab. 3.4. Com relação à dureza, esta foi obtida em um medidor da marca Otto Wolpert Dia Testor 2RC conforme Fig. 3.7. Os testes de dureza foram realizados com três ferramentas, sendo feitas cinco medições por ferramenta. A carga utilizada foi de 150 kg. Como resultado, obteve-se o valor médio de dureza de 64 HRc.



Figura 3.7 – Medidor de dureza Otto Wolpert Dia Testor 2RC utilizado para os testes de dureza das ferramentas e também do aço ABNT 1045.

Tabela 3.4 – Composição química da ferramenta de aço rápido M2, utilizada nos testes (% em peso) [fonte: MACHADO et al. (2015)]

C	Mn	Si	Cr	V	W	Mo
0,80/0,85	0,10/0,40	0,10/0,40	4,00/4,25	1,70/2,10	6,00/6,50	4,75/5,25

Essas ferramentas de HSS foram afiadas em uma afiadora universal, conforme disposto na Fig. 3.8, utilizando um rebolo de óxido de alumina (Al_2O_3) com grana 60 da marca Race Abrasivos, conforme Fig. 3.9.



Figura 3.8 – Afiadora universal PP-6025Q utilizada para a afiação de todos os bits, juntamente com o rebolo de óxido de alumina de grana 60.



Figura 3.9 – Rebolo de óxido de alumina, grana 60, marca Race Abrasivos.

As ferramentas de HSS possuíam a dimensão inicial de $3/8'' \times 3/8'' \times 100$ mm, conforme a Fig. 3.10, e foram reafiadas a cada teste realizado.

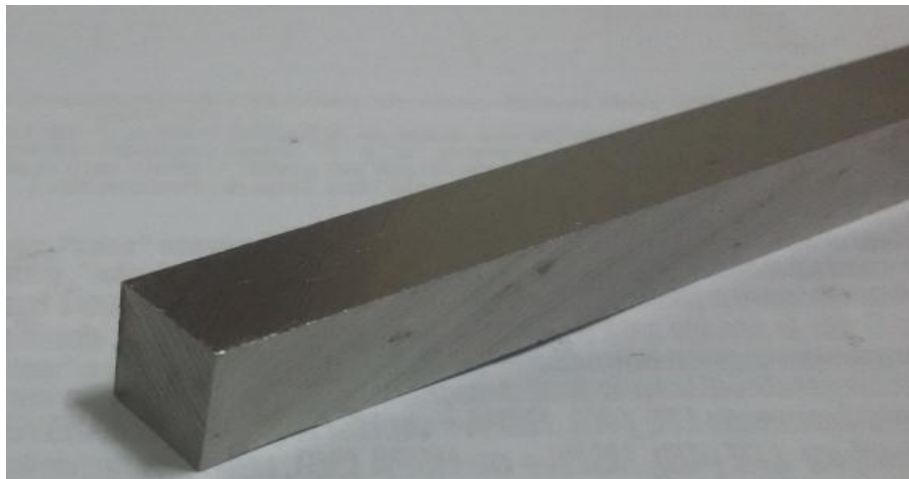


Figura 3.10 – Bits de secção quadrada 3/8” x 3,8” x 100 mm

No teste de faceamento rápido de Brandsma a ferramenta inicia o corte no diâmetro menor do disco, girando em uma rotação constante, com avanço radial constante da ferramenta no sentido da periferia do disco. O teste termina com o colapso da ferramenta, uma vez que a velocidade de corte aumenta progressivamente com o aumento do diâmetro usinado, até uma velocidade de corte que leva o bits ao colapso. Este colapso é nitidamente observado, uma vez que normalmente ocorre a deformação plástica por compressão da cunha cortante. Este colapso da cunha cortante implica em redução da profundidade de corte, que é observada na usinagem, deixando marcas evidentes na superfície faceada.

Para se ter maior uniformidade no processo de medição do ponto de colapso, foi adotado um padrão único para todos os testes. Este consiste na utilização de um relógio comparador de resolução 0,001 mm da marca Pantec, com um suporte magnético, que era fixado na base do carro transversal do torno mecânico para determinar o desvio da ponta da ferramenta de corte no sentido longitudinal, perpendicular à face do disco, conforme Fig. 3.11. Assim, o relógio comparador era zerado no início e avançava do centro para a periferia, Quando este marcava um recuo do cursor no valor estipulado de 0,3 mm, o ponto de colapso da ferramenta era adotado.

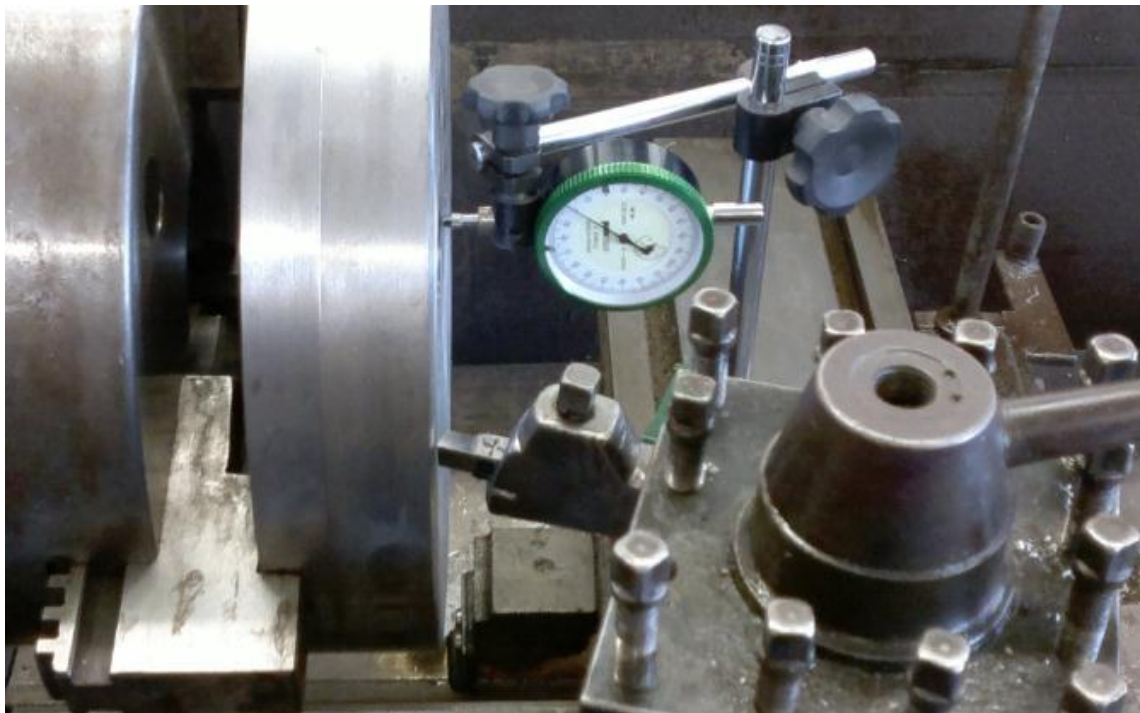


Figura 3.11 – Relógio comparador da marca Pantec com resolução de 0,001 mm fixado no carro transversal do torno mecânico, para determinar o ponto de colapso do bits.

Na realização dos testes com MQF (30 ml/h), foi utilizado um sistema pulverizador da marca Accu-Lube conforme Fig. 3.12, com uma emulsão de fluido de corte Vasco 1000, fabricado pela Blaser Swissslube do Brasil Ltda, na concentração de 8%. Para se chegar ao valor de 30 ml/h, utilizou-se um becker medidor, com capacidade de 15 ml, e um cronômetro da marca OX. Várias medições foram feitas até que o valor da vazão foi ajustado. O sistema possui dois bicos, desta forma foi isolado um e somente o outro atuava direcionando o fluxo de *spray* na região de corte.



Figura 3.12 – Equipamento utilizado para bombear o fluido durante os testes de MQF

Para a realização dos testes com jorro foi utilizado o mesmo fluido (Vasco 1000 na concentração de 8%). O jorro consistiu de um fluxo normal de fluido, com a válvula totalmente aberta, sendo direcionado sob cabeça da peça, com a vazão de 90 l/h.

A seguir, apresentam-se os resultados dos testes das três condições lubri-refrigerantes, com gráficos, figuras e tabelas, seguidas de discussões.

CAPÍTULO IV

RESULTADOS E DISCUSSÕES

Conforme disposto nos objetivos específicos, os testes foram realizados utilizando-se três diferentes condições de usinagem: a seco, com jorro (90 l/h) e MQF (30 ml/h).

A Tab. 4.1, apresentada no Anexo I, mostra a média dos resultados de diâmetro de falha e V_{crit} para a combinação do ângulo de folga com o ângulo de saída para cada uma das condições lubri-refrigerantes.

Neste sentido, inicialmente foram criados gráficos utilizando o software Excel, versão 2010, com o resultado da média das três operações de usinagem realizadas para cada uma das condições (Fig. 4.1 a 4.3).

Estes resultados são expressos em diâmetro de falha ou velocidade de corte correspondente ao diâmetro de colapso da ferramenta de corte.

Na Fig. 4.1 são apresentados os resultados para a condição a seco. Para o ângulo de folga de 3° , a média dos valores do diâmetro de falha, bem como da V_{crit} , foi menor comparada aos demais ângulos. Para este valor de ângulo de folga, os valores dos ângulos de saída negativos apresentaram, em média, melhores desempenhos que os ângulos positivos. O ângulo de folga de 3° é realmente pequeno, gerando maior atrito com a superfície usinada e, conseqüentemente, maior quantidade de calor, levando a ferramenta ao colapso em velocidades menores. Neste caso, uma cunha de corte maior, proporcionada pelos ângulos de saída negativos, são mais interessantes para suportar melhor o calor adicional gerado.

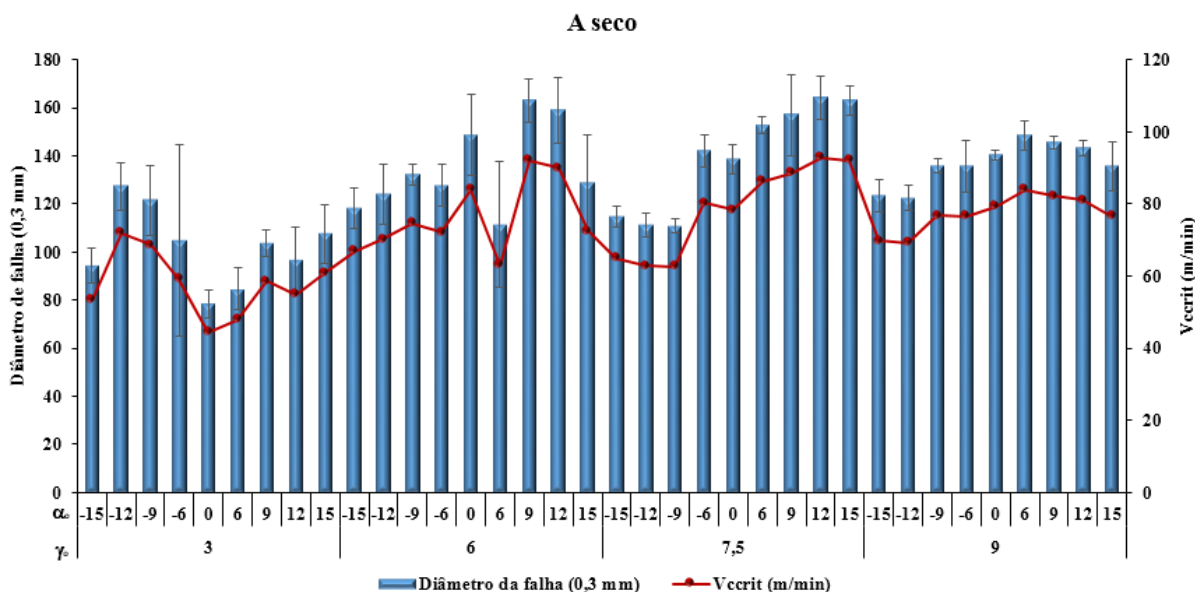


Figura 4.1 – Média dos valores encontrados para o diâmetro de falha (0,3 mm) e a Vccrit (m/min) na usinagem a seco.

Os melhores resultados a seco ocorreram com a combinação do ângulo de folga de 6° junto ao ângulo de saída 9° , e com o ângulo de folga $7,5^\circ$ juntamente aos ângulos de saída 12° e 15° , gerando Vccrit de até 110 m/min, chegando a um diâmetro de falha de aproximadamente 160 mm. Conclui-se que o ângulo de folga superior a 6° é suficiente para diminuir consideravelmente o atrito com a superfície principal em usinagem da peça, permitindo que maiores diâmetros de colapso fossem encontrados com ângulos de saída positivos. Portanto, os valores ótimos combinam a cunha suficiente para suportar mais eficientemente o calor gerado, com saída positiva para permitir um dobramento de cavaco mais suave, proporcionando ótimas geometrias de cunhas de corte.

Para o ângulo de folga de 9° , os melhores resultados para a condição a seco foram obtidos com os ângulos de saída positivos, aos quais apresentaram pouca variação do resultado entre eles.

Por outro lado, a combinação do ângulo de folga 6° junto ao ângulo de saída de 6° surpreendeu devido ao baixo desempenho relativo, resultando em um pequeno diâmetro usinado (111,50 mm) na condição de corte a seco. Este valor é a média de três repetições (teste, réplica e tréplica) e os resultados variaram muito pouco. A surpresa do resultado fica por conta da recomendação da maioria dos fabricantes de ferramentas em usar valores de ângulos próximos a estes para a usinagem de aço comum e baixa liga, independente do material de ferramenta utilizado. Os experimentos realizados mostram que a usinagem com

barras de aço rápido mostra que se pode conseguir desempenhos bem superiores (>50%) para ângulos de folga de 6° , se usar um ângulo de saída de 9° , ou usar ângulos de saída de 9° a 15° para o ângulo de folga de $7,5^\circ$.

Na Fig. 4.2 são apresentados os resultados para a condição de aplicação do fluido de corte na forma de jorro. Para esta condição, nota-se que a utilização dos ângulos de saída negativos não refletiu em bons resultados, pois todos ficaram abaixo, quando comparados aos valores obtidos com os ângulos de saída positivos. Isto ocorreu até mesmo para o ângulo de folga menor (3°), onde na condição a seco os ângulos de saída negativos foram melhores que os positivos. O fluido aplicado na forma de jorro atua como bom refrigerante, eliminando parte do problema da geração de altas temperaturas na região de corte. Desta forma, menores cunhas cortantes proporcionadas pelos ângulos de saída positivos são permissíveis, gerando melhores resultados.

Os melhores resultados foram obtidos com os ângulos de folga 6° e 9° , sendo combinados com valores mais altos de ângulos de saída. O ângulo de folga de $7,5^\circ$ também não apresentou resultados ruins, no entanto foram menores que os dois ângulos de folga citados.

Observa-se que os dois maiores diâmetros de colapso (ou velocidade de corte crítica), encontrados na condição de aplicação do fluido de corte na forma de jorro, são para uma cunha gerada pela combinação do ângulo de folga de 6° com ângulo de saída de 15° e ângulo de folga de 9° com ângulo de saída também de 9° . Nestas duas condições há a combinação de pouco atrito gerado entre a superfície de folga da ferramenta e a peça, com cunha suficiente para dissipar o calor e ângulo de saída adequado para proporcionar um bom escoamento do cavaco.

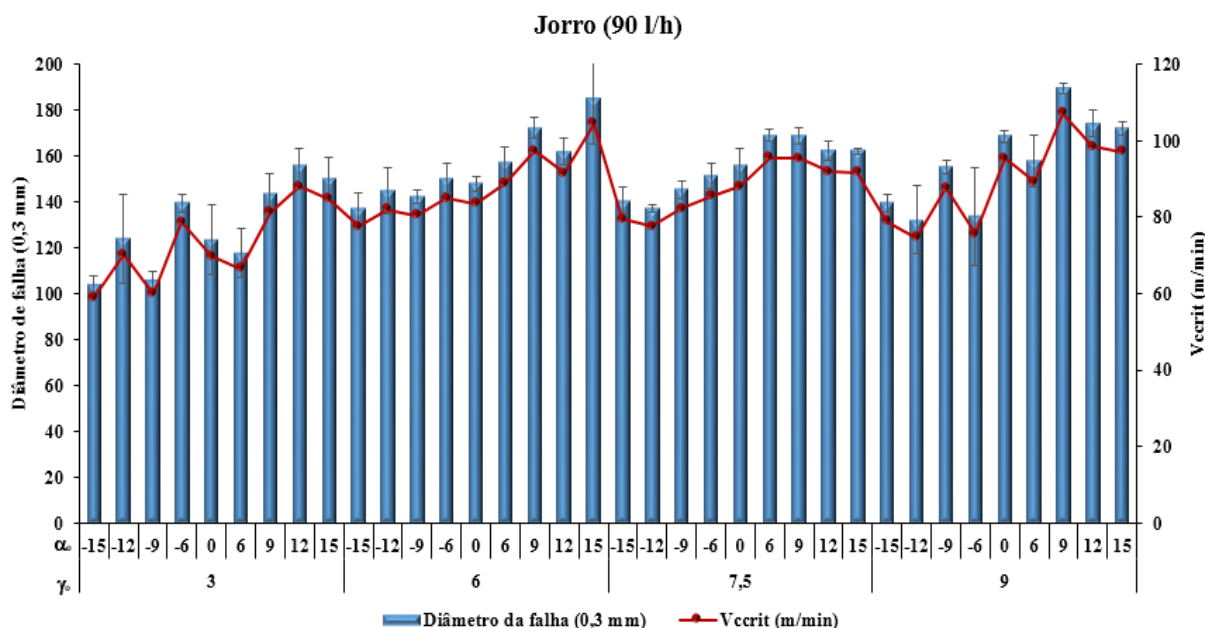


Figura 4.2 – Média dos valores encontrados para o diâmetro de falha (0,3 mm) e a Vccrit (m/min) na usinagem com jorro (90 l/h).

Na Fig. 4.3 são apresentados os resultados para a condição de aplicação do fluido de corte pela técnica de MQF. Mais uma vez, a utilização de ângulos de saída negativos não geraram bons resultados, quando comparados com os valores de ângulos positivos. A técnica MQF gera uma situação de refrigeração e lubrificação considerada intermediária às condições a seco e com fluido de corte aplicado por jorro. Nesta técnica, as gotículas de óleo misturadas com o ar podem penetrar na interface cavaco/ferramenta/peça e lubrificar as regiões de atrito intenso em usinagem, o que não ocorre com a condição de corte a seco.

Mesmo não sendo tão eficiente como a condição de aplicação de jorro, a técnica MQF refrigerou o suficiente para não exigir cunhas negativas para dissipar o calor. Mesmo com o ângulo de folga de 3° , os melhores valores de ângulos de saída foram os positivos.

Independente do valor do ângulo de folga testado, os melhores resultados foram apresentados com ângulos de saída positivos de 12° e 15° . Nestas condições, foram encontrados valores de diâmetros de falhas em torno de 165 mm.

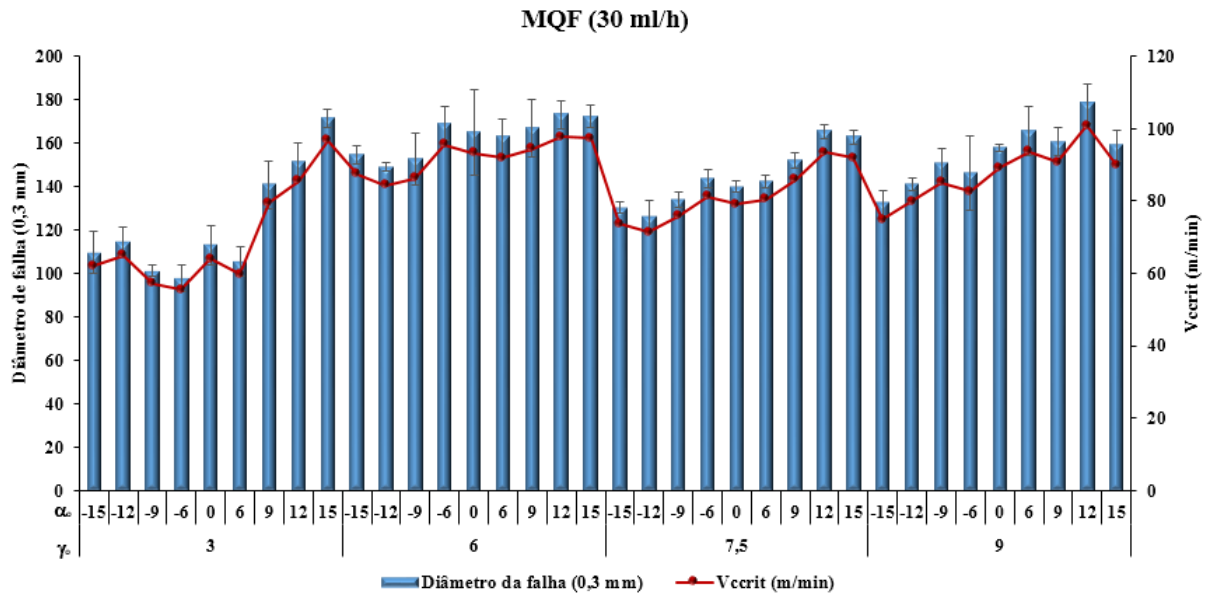


Figura 4.3 – Média dos valores encontrados para o diâmetro de falha (0,3 mm) e a Vccrit (m/min) na usinagem com MQF.

Para permitir a comparação das condições lubri-refrigerantes mais facilmente, foram criados outros quatro gráficos, um para cada ângulo de folga testado, mostrando os diâmetros de colapso e as velocidades de corte críticas (Fig. 4.4 a 4.7). O gráfico da Fig. 4.4 apresenta os resultados para o ângulo de folga de 3° , o da Fig. 4.5 para o ângulo de folga de 6° , o da Fig. 4.6 para o ângulo de folga de $7,5^\circ$ e o gráfico da Fig. 4.7 para o ângulo de folga de 9° .

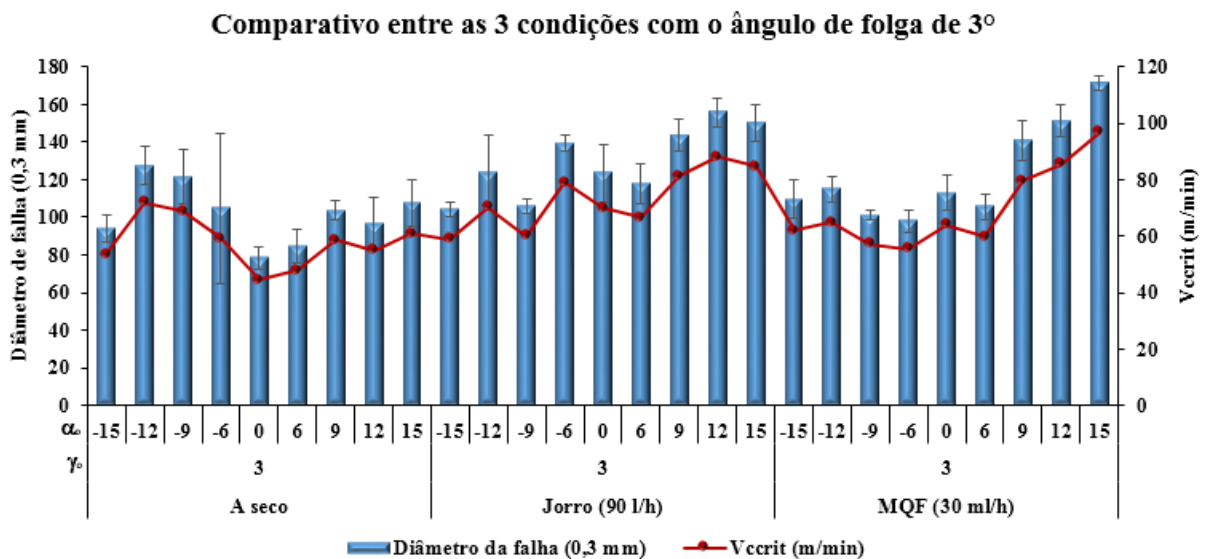


Figura 4.4 – Comparativo entre as 3 condições lubri-refrigerantes para o ângulo de folga de 3° .

Para um ângulo de folga de 3° , os ângulos de saída de 9° , 12° , e 15° se mostraram mais efetivos, sendo que as condições de jorro e MQF são bem melhores que a condição a seco. A aplicação do fluido de corte pela técnica MQF e um ângulo de saída de 15° proporcionaram o maior desempenho da ferramenta de HSS. Essa condição apresentou a combinação mais adequada de refrigeração, lubrificação, atrito e escoamento do cavaco.

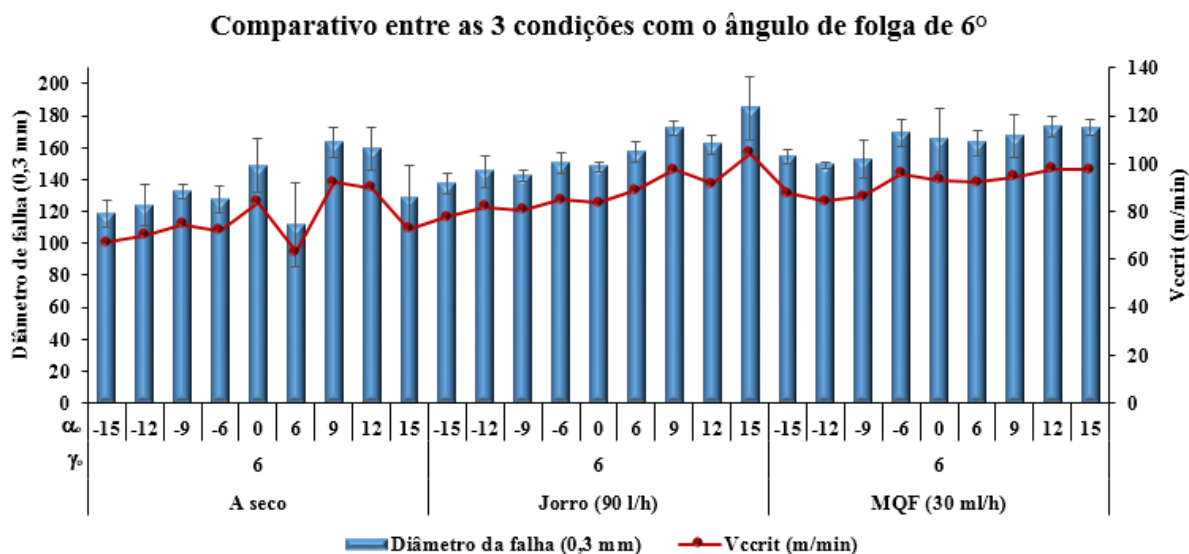


Figura 4.5 – Comparativo entre as 3 condições lubri-refrigerantes para o ângulo de folga de 6° .

Com ângulo de folga de 6° , combinado aos ângulos de saída de 0° , 9° e 12° , foram obtidos resultados satisfatórios na usinagem a seco, inclusive superando alguns resultados encontrados na usinagem com jorro.

A combinação deste ângulo de folga com o ângulo de saída de 15° na condição de jorro apresentou os melhores resultados, sendo o diâmetro de colapso de aproximadamente 182 mm, com uma Vccrit de 110 m/min.

O ângulo de folga de $7,5^\circ$ (Fig. 4.6) apresentou resultados interessantes, onde os diâmetros de falha e as Vccrit foram crescentes em relação aos valores dos ângulos de saída. Nota-se um desempenho ligeiramente melhor na condição de jorro, apesar da usinagem a seco para estes testes apresentarem resultados muito próximos aos demais.

O melhor resultado para o ângulo de folga de $7,5^\circ$ foi obtido com ângulo de saída de 6° para a condição jorro, gerando um diâmetro usinado de 169,0 mm e sua respectiva Vccrit de 95,56 m/min.

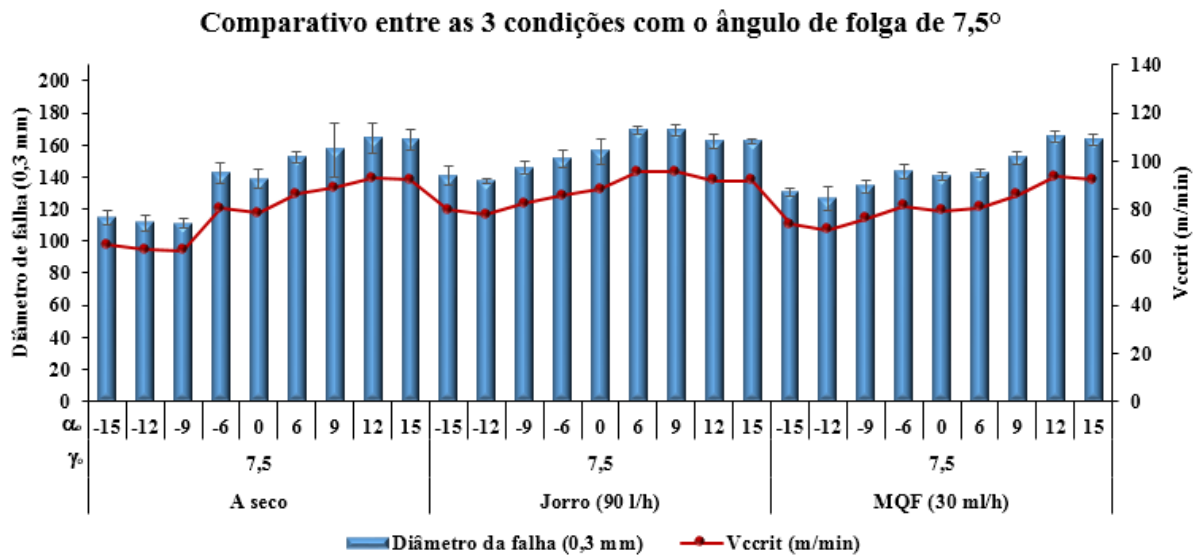


Figura 4.6 – Comparativo entre as 3 condições lubri-refrigerantes para o ângulo de folga de $7,5^\circ$.

Utilizando o ângulo de folga de 9° (Fig. 4.7) e o ângulo de saída de 9° na condição de jorro, ocorreu o melhor resultado, com diâmetro de colapso de 189,80 mm, correspondendo a uma Vccrit de 112 m/min.

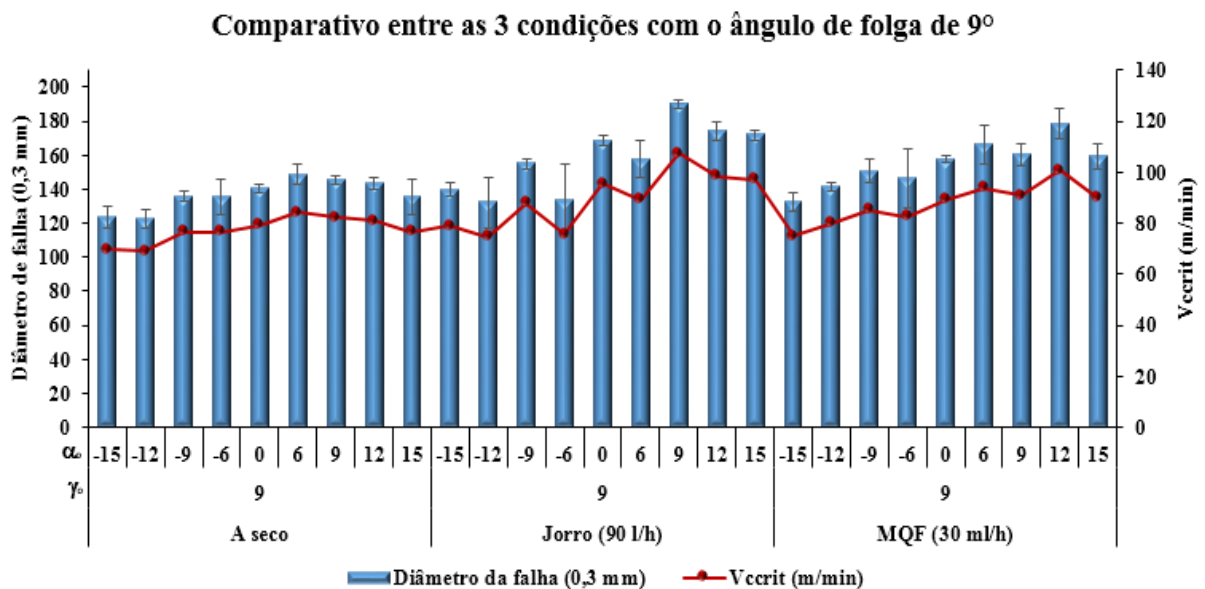


Figura 4.7 – Comparativo entre as 3 condições lubri-refrigerantes para o ângulo de folga de 9° .

Em geral, os resultados obtidos na condição a seco foram visivelmente inferiores aos valores obtidos com as demais condições. Logo, a usinagem com jorro e MQF se mostram

mais interessantes quando analisados os resultados e devem ser mais exploradas no sentido de estudar a variação da quantidade aplicada, bem como o tipo de fluido envolvido na operação.

O método de superfície de resposta foi aplicado, utilizando o Statistica[®], para melhor visualização dos resultados, bem como para observar a tendência a qual a curva se comportou, após ser realizada uma análise de regressão múltipla. Destaca-se que as análises de regressão foram feitas considerando a média das amostras. O número de amostras total foi de 324, que se refere ao mesmo número de testes realizados.

O comparativo foi realizado entre o diâmetro de falha da ferramenta correlacionando o ângulo de folga e o ângulo de saída. Para utilizar a mesma base de comparação para a análise dos resultados das 3 diferentes condições, determinou-se que a função, bem como o gráfico, somente seriam gerados obtendo um $R^2 \geq 0,80$.

Para obter a escala dos coeficientes, foi criada a Eq.(5), a qual gerou uma codificação das variáveis X_1 e X_2 . Sendo assim, a Tab. 4.2 mostra os valores da codificação de cada ângulo e seu respectivo número que, na sequência, foi utilizado no Statistica[®] para a obtenção das funções.

$$x = \frac{\text{ângulo} - (\text{soma dos ângulos extremos})/2}{\text{diferença dos ângulos extremos}/2} \quad (5)$$

Tabela 4.2: Codificação de cada ângulo utilizado nos testes

Ângulo de saída (X1)	Ângulo de folga (X2)	x1	x2	x1 x2	x1 x1	x2 x2
-15	3	-1	-1	1,00	1,00	1,00
-12	3	-0,8	-1	0,80	0,64	1,00
-9	3	-0,6	-1	0,60	0,36	1,00
-6	3	-0,4	-1	0,40	0,16	1,00
0	3	0	-1	0,00	0,00	1,00
6	3	0,4	-1	-0,40	0,16	1,00
9	3	0,6	-1	-0,60	0,36	1,00
12	3	0,8	-1	-0,80	0,64	1,00
15	3	1	-1	-1,00	1,00	1,00
-15	6	-1	0	0,00	1,00	0,00
-12	6	-0,8	0	0,00	0,64	0,00
-9	6	-0,6	0	0,00	0,36	0,00
-6	6	-0,4	0	0,00	0,16	0,00
0	6	0	0	0,00	0,00	0,00
6	6	0,4	0	0,00	0,16	0,00
9	6	0,6	0	0,00	0,36	0,00
12	6	0,8	0	0,00	0,64	0,00
15	6	1	0	0,00	1,00	0,00
-15	7,5	-1	0,5	-0,50	1,00	0,25
-12	7,5	-0,8	0,5	-0,40	0,64	0,25
-9	7,5	-0,6	0,5	-0,30	0,36	0,25
-6	7,5	-0,4	0,5	-0,20	0,16	0,25
0	7,5	0	0,5	0,00	0,00	0,25
6	7,5	0,4	0,5	0,20	0,16	0,25
9	7,5	0,6	0,5	0,30	0,36	0,25
12	7,5	0,8	0,5	0,40	0,64	0,25
15	7,5	1	0,5	0,50	1,00	0,25
-15	9	-1	1	-1,00	1,00	1,00
-12	9	-0,8	1	-0,80	0,64	1,00
-9	9	-0,6	1	-0,60	0,36	1,00
-6	9	-0,4	1	-0,40	0,16	1,00
0	9	0	1	0,00	0,00	1,00
6	9	0,4	1	0,40	0,16	1,00
9	9	0,6	1	0,60	0,36	1,00
12	9	0,8	1	0,80	0,64	1,00
15	9	1	1	1,00	1,00	1,00

Após a consolidação de todos os dados, foi gerada a Eq.(6). Sua função foi determinada com o R^2 de 0,81, sendo esta gerada a partir da correlação do diâmetro de falha em relação ao

ângulo de saída e ao ângulo de folga na condição a seco. Na sequência, foi gerada a Fig. 4.8, a qual representa a superfície de resposta resultante da consolidação desta equação.

$$\text{Diâm. de falha} = 140,28 + 15,30 x_1 + 20,60 x_2 + 4,54 x_1 x_2 - 3,54 x_1^2 x_1 - 23,75 x_2^2 x_2 \quad (6)$$

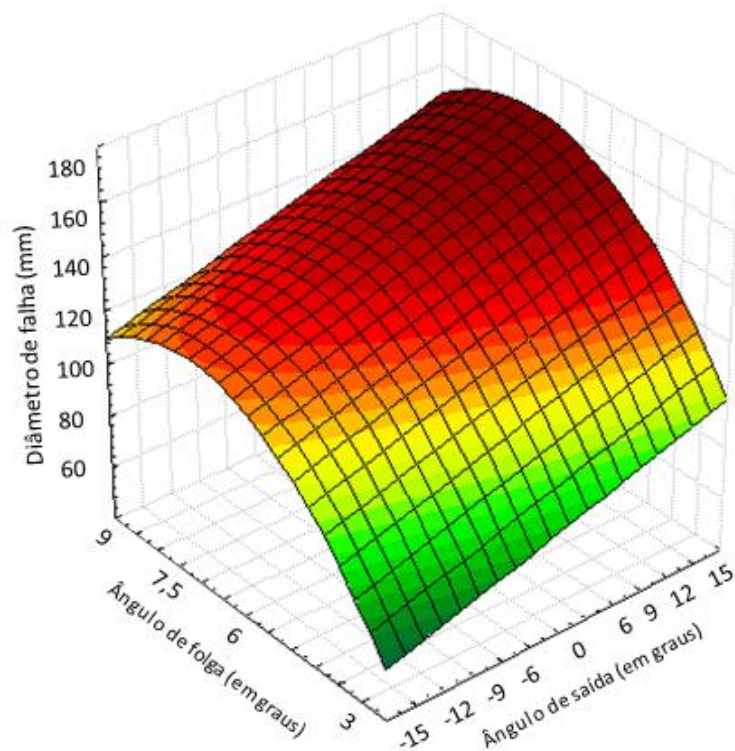


Figura 4.8 – Superfície de resposta gerada pelo Statística® para os dados obtidos na condição a seco.

De acordo com a Fig. 4.8 de superfície de resposta – SR, conforme se aumenta o valor do ângulo de saída, maior é o resultado para o diâmetro de falha, independente do valor do ângulo de folga. A avaliação do comportamento do diâmetro de falha da ferramenta em relação ao ângulo de folga a SR indica um aumento do diâmetro até o ângulo de $7,5^\circ$, onde o diâmetro atinge o ponto máximo e, a partir daí, o diâmetro de falha cai. Essa superfície indica um valor máximo próximo a 165 mm, para um ângulo de saída de 15° e um ângulo de folga de $7,5^\circ$.

Com base nos resultados obtidos com a condição de lubri-refrigeração com jorro, foi gerada a Eq.(7) e, a partir dela, se criou a Fig. 4.9, mostrando o comportamento dos resultados na forma de superfície de resposta.

$$\text{Diâm. de falha} = 153,36 + 18,13 x_1 + 12,40 x_2 - 1,18 x_1 x_2 + 0,86 x_1 x_1 - 11,70 x_2 x_2 \quad (7)$$

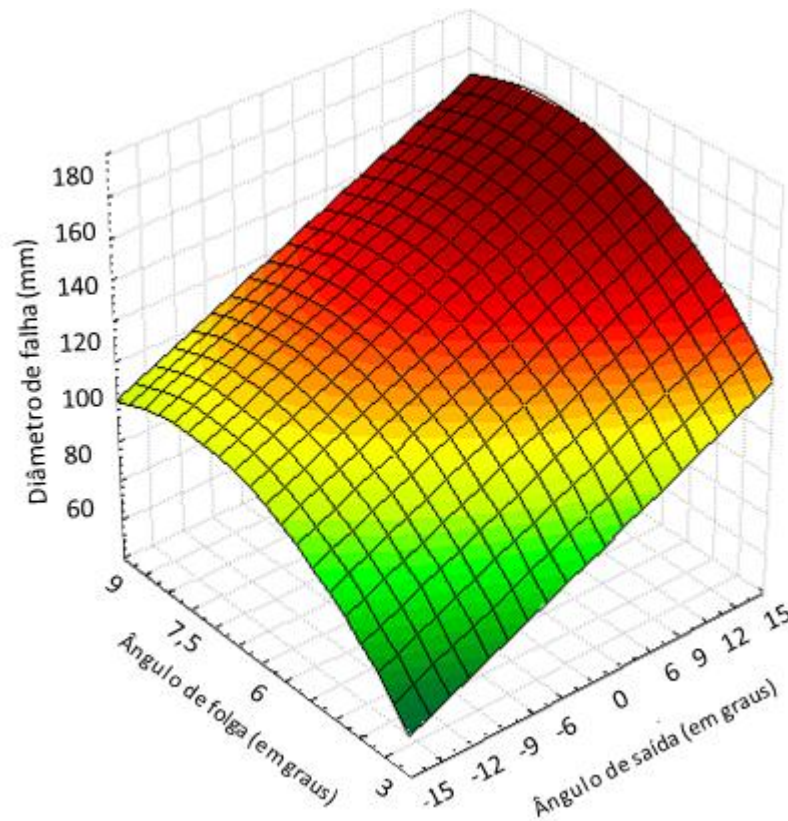


Figura 4.9 – Superfície de resposta gerada pelo Statistica® para os dados obtidos na condição de jorro 90 l/h.

Observa-se que, a medida em que aumenta o valor do ângulo de saída, aumenta também o diâmetro de falha, independente do ângulo de folga utilizado, assim como aconteceu com a condição a seco, porém de forma ligeiramente mais acentuada com a condição jorro. Com relação ao comportamento da curva em função do ângulo de folga, observa-se que o diâmetro de falha aumenta até o valor de ângulo de 8°, apresentando nessas proximidades os valores máximos de diâmetros, para cair a partir deste valor de ângulo de folga. A SR indica o valor máximo de diâmetro de falha em torno de 170 mm, para um ângulo de saída de 15° e um ângulo de folga próximo a 8°. A Eq.(8) representa o comportamento do diâmetro de falha da ferramenta de HSS na condição de MQF 30 ml/h, permitindo a criação da SR mostrado na Fig. 4.10.

$$\text{Diâm. de falha} = 150,72 + 19,82 x_1 + 13,51 x_2 - 3,90 x_1 x_2 + 0,83 x_1 x_1 - 13,10 x_2 x_2 \quad (8)$$

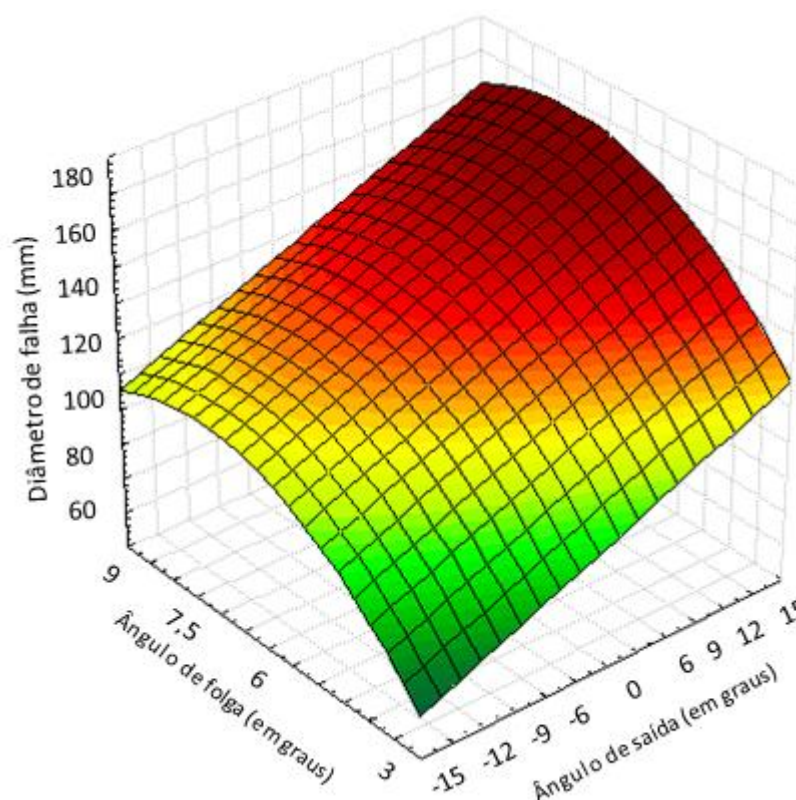


Figura 4.10 – Superfície de resposta gerada pelo Statistica® para os dados obtidos na condição de MQF 30 ml/h.

Novamente, observa-se mesma tendência das outras condições lubri-refrigerantes analisadas, ou seja, um crescimento do diâmetro de falha com o aumento do ângulo de saída da ferramenta, independente do valor de ângulo de folga. A influência do ângulo de folga no diâmetro de falha é também similar, onde máximos são observados para valores desse ângulo próximo a 8° . O ponto máximo do gráfico de SR é observado para o ângulo de saída de 15° e ângulo de folga de 8° .

Comparando o resultado das três figuras anteriores, percebe-se que o ângulo de saída tido como ótimo foi o de 15° , porém, de acordo com os resultados experimentais mostrados nas Fig. 4.1 a 4.7, este valor de ângulo de saída nem sempre foi o que gerou os maiores diâmetros de falha da ferramenta nas três condições lubri-refrigerantes testadas. Isso ocorre porque o método mostra a tendência indicada pela regressão múltipla considerando uma aproximação da curva de segunda ordem, o que limita a obtenção de superfícies mais exatas.

Para extratificar melhor estes resultados, foram geradas funções de quarta ordem em todas as condições, utilizando-se desta vez o software Matlab®, deixando mais claro o

comportamento da superfície de resposta, enriquecendo as análises, assim como as conclusões.

A Fig. 4.11 mostra a superfície de resposta de todos os dados consolidados da condição “a seco”, criado pelo Matlab[®]. Nota-se que a função de quarta ordem, conforme Eq.(9), gerada com R^2 de 0,82, permite um ajuste mais preciso do comportamento da função, gerando superfícies de resposta mais confiáveis e mais próximos dos valores encontrados na prática. Nesta figura, para a condição a seco, o ponto ótimo apresentado foi para uma geometria de ferramenta de 12° para o ângulo de saída e 7,5° para o ângulo de folga. Observa-se ainda que, para baixos valores de ângulos de folga, ângulos de saída negativos geram melhores resultados que ângulos positivos. A razão desses resultados já foi comentada anteriormente e se deve à maior cunha gerada com ângulos negativos que, para temperaturas elevadas, favorece a dissipação do calor. A comparação dos resultados obtidos nos testes experimentais, gerados pela função de quarta ordem, pode ser vista na Tab. 4.3, onde foi utilizado o software Matlab[®]. Observa-se que os valores são muito próximos, com erro de apenas 0,15%. O modelo criado no Matlab[®] para chegar a esta função, bem como ao ponto ótimo, encontra-se no anexo II.

$$f(x,y) = p00 + p10*x + p01*y + p20*x^2 + p11*x*y + p02*y^2 + p30*x^3 + p21*x^2*y + p12*x*y^2 + p03*y^3 + p40*x^4 + p31*x^3*y + p22*x^2*y^2 + p13*x*y^3; \quad (9)$$

Tabela 4.3: Resultados do diâmetro de falha da ferramenta obtidos experimentalmente e pela função gerada pelo Matlab[®] para $\gamma = 12^\circ$ e $\alpha = 7,5^\circ$ (condição a seco)

	Resultado experimental	Resultados gerados pelo Matlab [®]
Diâmetro de falha (mm)	164,30	164,55

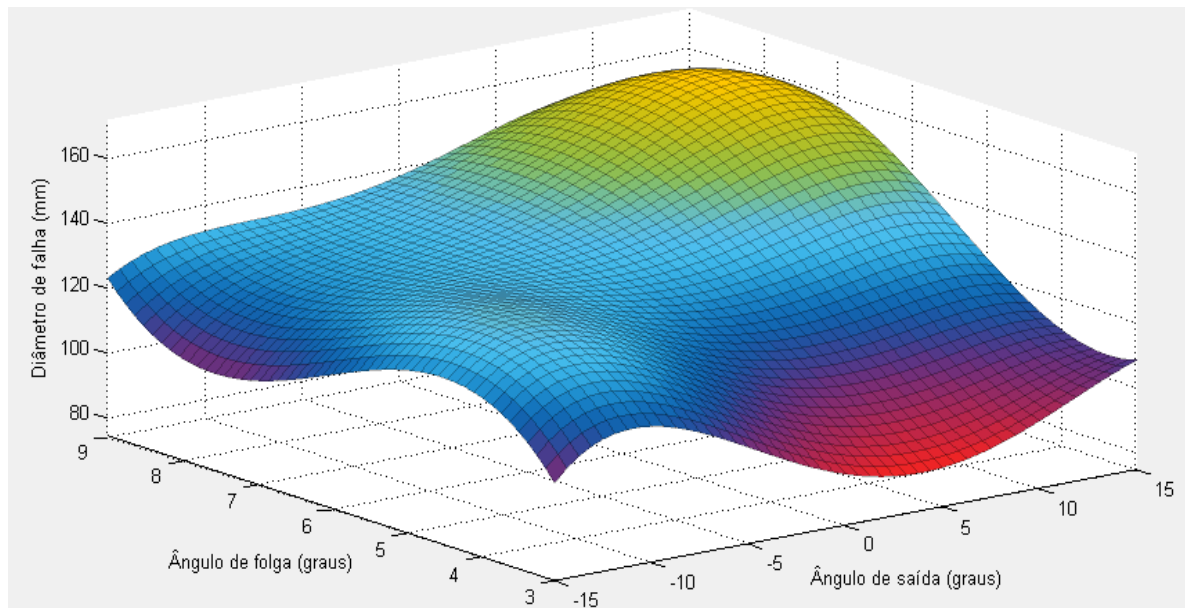


Figura 4.11 – Superfície de resposta gerada pela função de quarta ordem para os dados obtidos na condição a seco

Para uma melhor visualização do efeito do ângulo de saída nas proximidades do ponto ótimo, foram construídos gráficos 2D para os valores de ângulo de folga de $7,5^\circ$ e 9° . O comportamento dessas curvas pode ser visto nas Fig. 4.12 e 4.13, respectivamente.

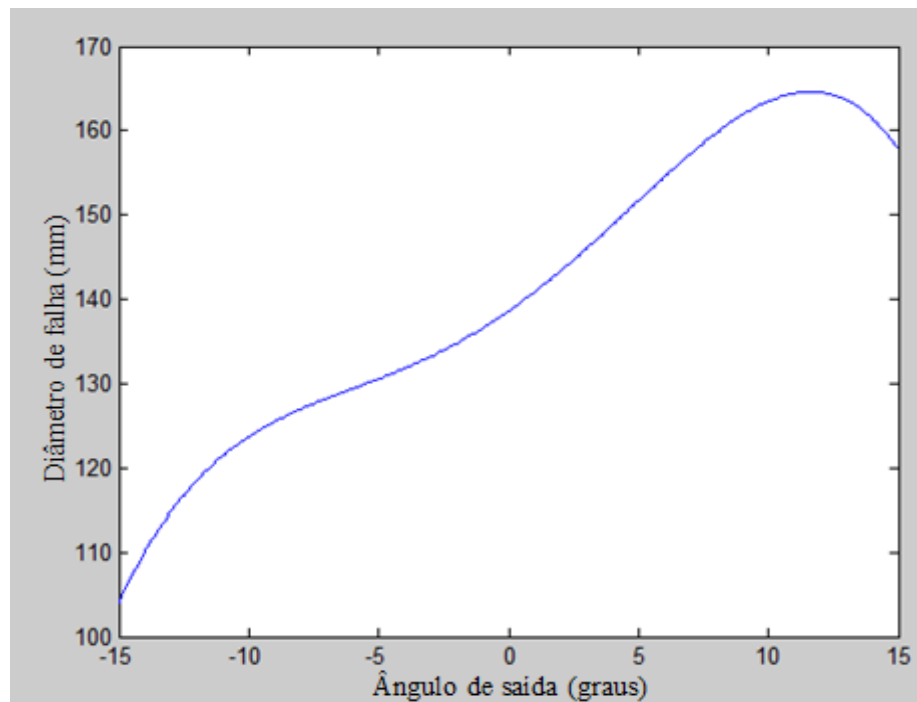


Figura 4.12 – Comportamento da curva com o ângulo de folga de $7,5^\circ$ em relação ao ângulo de saída, condição a seco.

Quando fixado o ângulo de folga de $7,5^\circ$, nota-se um aumento no valor alcançado no diâmetro de falha à medida que se aumenta o valor do ângulo de saída. Após alcançar o valor máximo em 12° , maiores aumentos no ângulo de saída até 15° indicam uma queda do diâmetro de falha. Logo, o ponto ótimo para esta condição foi com o ângulo de saída de 12° , alcançando um resultado de diâmetro de falha de 164,55 mm.

Quando fixado o ângulo de folga de 9° (Fig. 4.13), observa-se um comportamento similar aos apresentados para o ângulo de $7,5^\circ$, mas a curva está num patamar de valores inferiores de diâmetro de falha. Observa-se que nesta condição, o ponto ótimo está posicionado para um ângulo de saída de 9° , gerando um diâmetro de falha da ferramenta de 152,70 mm.

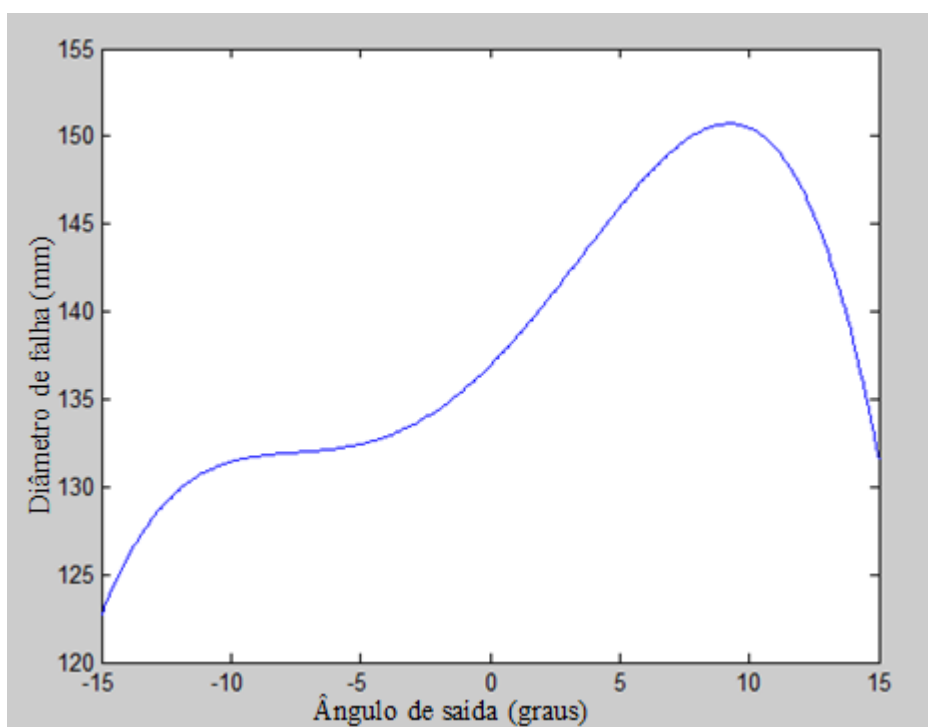


Figura 4.13 – Comportamento da curva com o ângulo de folga de 9° em relação ao ângulo de saída, condição a seco.

Na sequência, a Fig. 4.14 mostra a superfície de resposta gerada por uma função de quarta ordem no Matlab[®], para a condição de jorro 90 l/h. Nesta figura, é possível observar que existem dois pontos com valores de diâmetros de falha elevados. O primeiro ponto é para o ângulo de saída de 15° e ângulo de folga de $4,5^\circ$ e o segundo ponto para o ângulo de saída de 9° e ângulo de folga de 9° . Os valores de diâmetro de falha para estes pontos são de 176,30

mm e 177,40 mm, respectivamente, indicando que o segundo ponto (ângulo de saída de 9° e ângulo de folga de 9°) é o ponto ótimo dentro dos limites do gráfico.

Neste sentido, mais uma vez a superfície de resposta gerada pela função de quarta ordem no Matlab® gerou valores próximos dos experimentais, indicando uma boa aproximação das curvas. A Tab. 4.4 mostra os resultados obtidos experimentalmente pela função de quarta ordem, para o ponto ótimo (ângulo de saída de 9° e ângulo de folga de 9°). Observa-se que a diferença é de 12,4 mm, ou 6,5% menor para o valor gerado pela função.

Esta diferença é passível de ocorrer, pois o software contorna os pontos obtidos pela função, conforme a Eq.(10) gerada com R^2 de 0,84, criando uma curva que reporta a tendência, o que torna possível esta variação quando comparado ao resultado do teste prático. Percebe-se que a diferença de 6,5% está dentro do limite de tolerância que é de 16%. O modelo criado no Matlab® para chegar a esta função, bem como o ponto ótimo, encontra-se no Anexo III.

$$f(x,y) = p00 + p10*x + p01*y + p20*x.^2 + p11*x.*y + p02*y.^2 + p30*x.^3 + p21*x.^2.*y + p12*x.*y.^2 + p03*y.^3 + p40*x.^4 + p31*x.^3.*y + p22*x.^2.*y.^2 + p13*x.*y.^3; \quad (10)$$

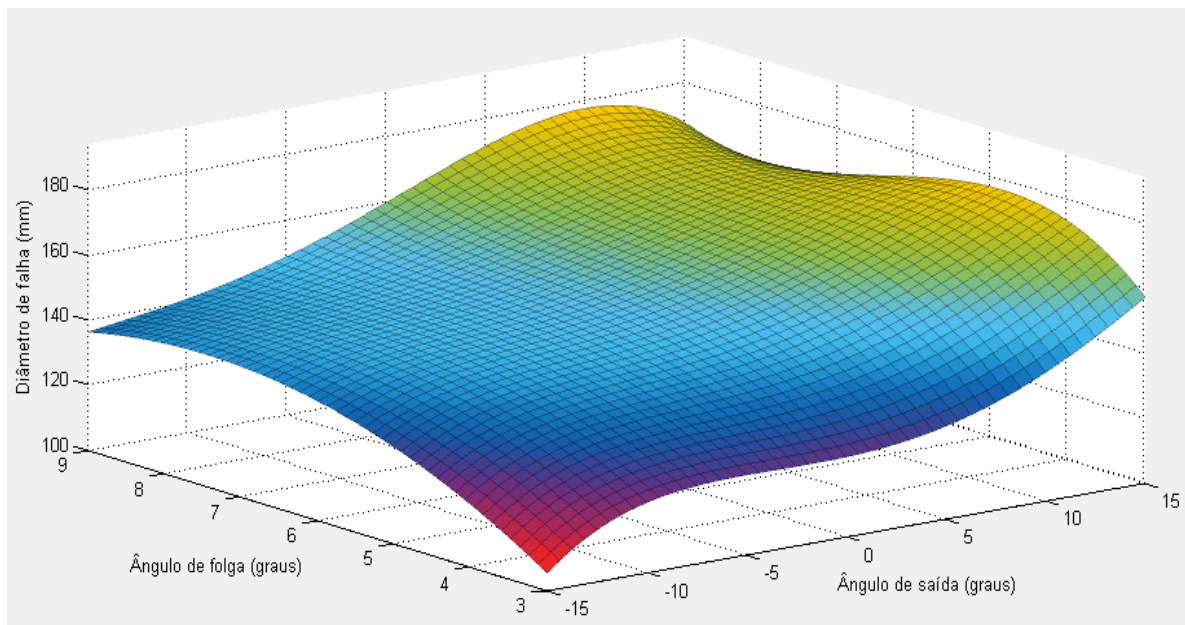


Figura 4.14 – Superfície de resposta gerada pela função de quarta ordem para os dados obtidos em usinagem na condição de jorro 90 l/h

Tabela 4.4: Resultados do diâmetro de falha da ferramenta obtidos experimentalmente e pela função gerada pelo Matlab® para $\gamma = 9^\circ$ e $\alpha = 9^\circ$ (condição de jorro 90 l/h)

	Resultado do teste prático	Resultados gerados pelo Matlab®
Diâmetro de falha (mm)	189,80	177,40

Para esta condição de jorro, os ângulos de folga que geraram os maiores diâmetros de falha foram o de $4,5^\circ$ e 9° . Para ilustrar mais claramente o efeito do ângulo de saída nos resultados, foram gerados gráficos 2D para três ângulos de folga, sendo $4,5^\circ$, $7,5^\circ$ e 9° .

Os gráficos 4.15 a 4.17 mostram o comportamento das curvas em função do ângulo de saída para esses três ângulos.

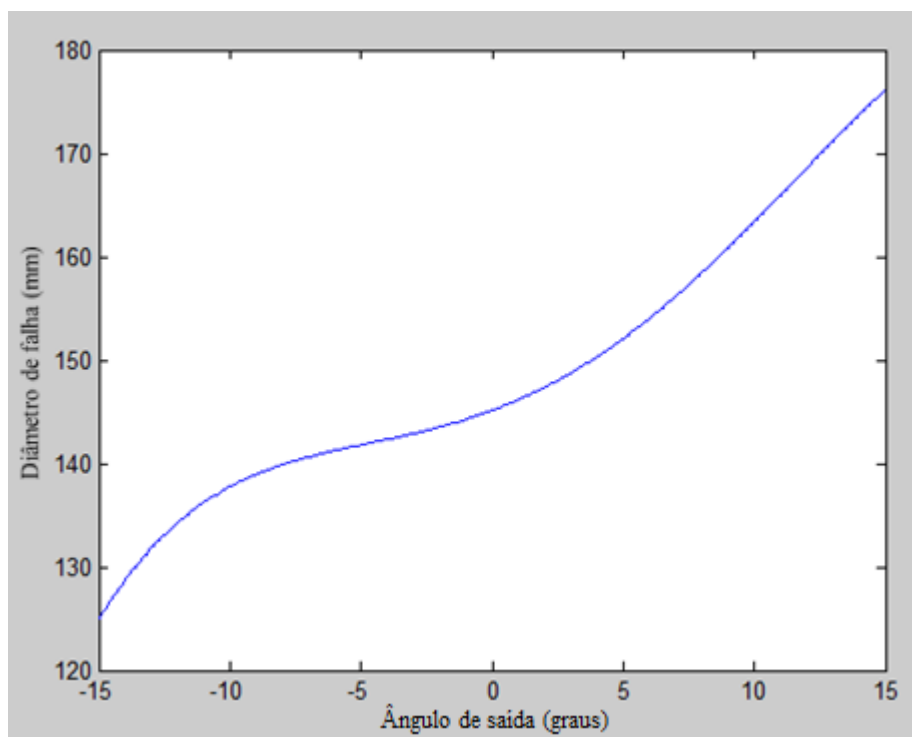


Figura 4.15 – Comportamento da curva com o ângulo de folga de $4,5^\circ$ em função do ângulo de saída, condição de jorro 90 l/h.

A curva mostrada na Fig. 4.15 demonstra um comportamento crescente, ao qual a curvatura se acentuou após ultrapassar o ângulo de saída de 5° . Neste sentido, o ponto ótimo foi de 176,30 mm quando a curva alcançou seu ponto máximo para o ângulo de saída, que foi de 15° .

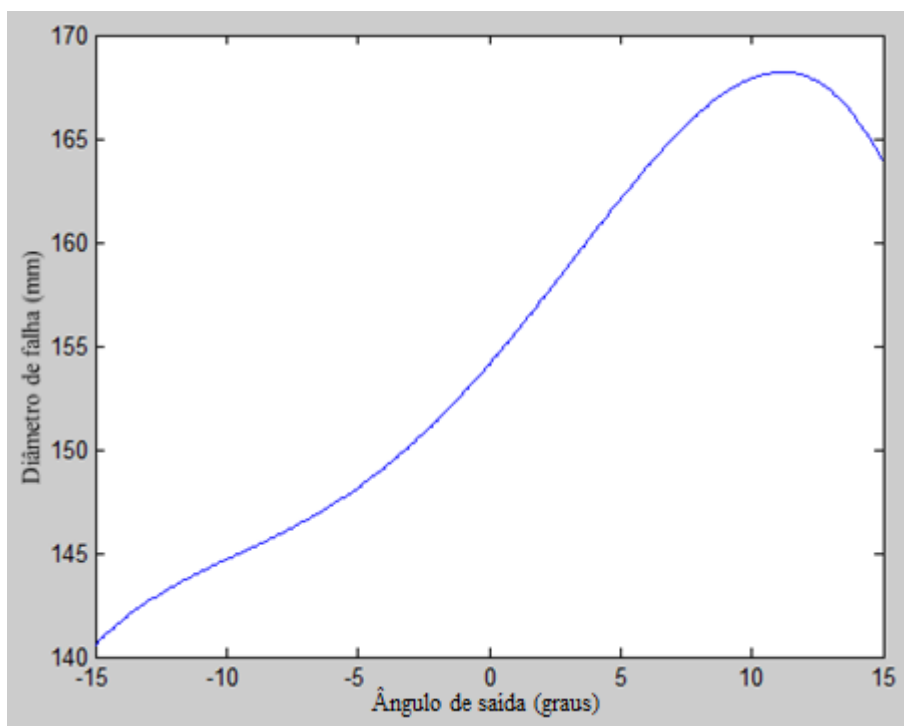


Figura 4.16 – Comportamento da curva com o ângulo de folga de 7,5° em função do ângulo de saída, condição de jorro 90 l/h

Para o ângulo de folga de 7,5° (Fig.4.16), o ponto ótimo foi 168,8 mm para um ângulo de saída de 12°. O gráfico segue a mesma tendência dos demais ($\alpha_o = 4,5^\circ$ e 9°), em que para ângulos de saída negativos geram baixos valores para diâmetro de falha e, conforme há um incremento neste ângulo, a tendência é de ocorrer o aumento no valor do diâmetro usinado, até atingir o máximo, para depois cair.

A Fig. 4.17 mostra o comportamento da curva em função do ângulo de saída, para o ângulo de folga de 9°.

Nota-se que a curva se comporta de forma crescente, até o valor ótimo para um ângulo de saída de 9°. Conforme a Tab. 4.4 e o Anexo III, o valor ótimo está em 9° para ângulo de saída combinado a 9° para ângulo de folga, alcançando um diâmetro de falha máximo de 177,40 mm, resultados estes, encontrados pelo Matlab®. Experimentalmente, o melhor resultado, considerando todas as geometrias e as três condições lubri-refrigerantes testadas, foi para um diâmetro de falha de 189,80 mm para a geometria de 9° para ângulo de saída e 9° para o ângulo de folga.

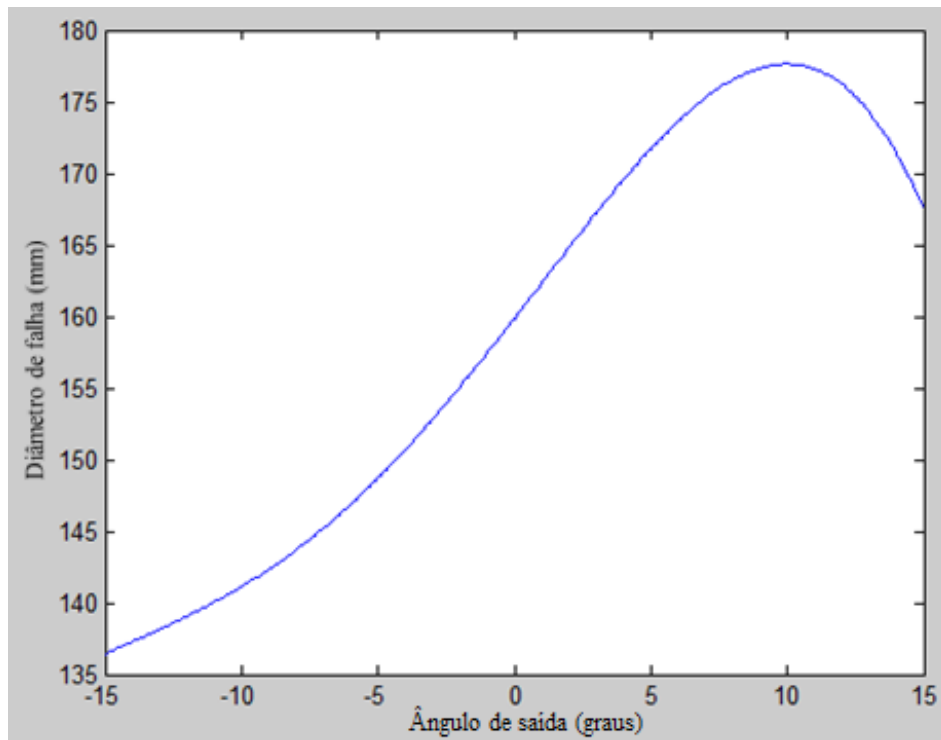


Figura 4.17 – Comportamento da curva com o ângulo de folga de 9° em função do ângulo de saída, condição de jorro 90 l/h

Por se tratar de usinagem com jorro, o atrito, a temperatura e, conseqüentemente, o desgaste da ferramenta são menores. Logo, estes fatores favorecem para maior vida útil da ferramenta, que logo proporcionará o aumento no diâmetro de usinagem da peça para a ocorrência da falha da ferramenta.

Para a terceira condição, a de MQF, foi gerada a Fig. 4.18 através de uma função de sexta ordem, conforme a Eq.(11), gerada com R^2 de 0,82, a qual mostra a interação do diâmetro de falha da ferramenta correlacionando o ângulo de folga e o ângulo de saída.

Houve necessidade de se estender até uma equação de sexta ordem, pois os pontos não estavam acompanhando de forma satisfatória utilizando somente até a quarta ordem. Desse modo, no intuito de facilitar o entendimento e análise para esta condição de MQF, foi necessário realizar este complemento.

O modelo criado no Matlab® para chegar a esta função, bem como ao ponto ótimo, encontra-se no anexo IV.

$$f(x,y) = p_{00} + p_{10}x + p_{01}y + p_{11}xy + p_{21}x^2y + p_{12}xy^2 + p_{31}x^3y + p_{22}x^3y^2 + p_{13}xy^3 + p_{50}x^5 + p_{41}x^4y^6 + p_{32}x^3y^2 + p_{23}x^4y^3 \quad (11)$$

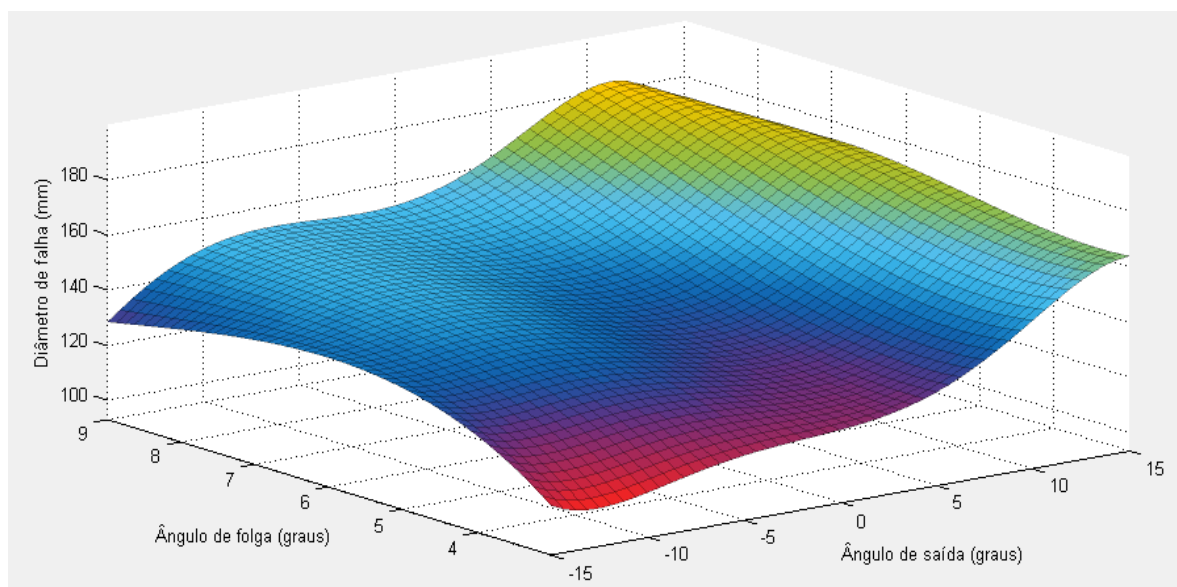


Figura 4.18 – Superfície de resposta gerada pela função de quarta ordem para os dados obtidos em usinagem na condição de MQF (30 ml/h)

Nesta figura, é possível identificar as regiões de geometrias da ferramenta que geram maiores valores de diâmetros de falha. O ponto ótimo foi encontrado para uma geometria de ângulo de folga de 9° e ângulo de saída de 12° . A Tab. 4.5 traz o comparativo dos resultados encontrados nos testes experimentais e gerados pela função de sexta ordem no Matlab[®] para este ponto ótimo.

Tabela 4.5: Resultados do diâmetro de falha da ferramenta obtidos experimentalmente e pela função gerada pelo Matlab[®] para $\gamma = 12^\circ$ e $\alpha = 9^\circ$ (condição de MQF (30 ml/h))

	Resultado experimental	Resultados gerados pelo Matlab [®]
Diâmetro de falha (mm)	178,37	182,55

Observa-se que os valores informados pela tabela acima novamente estão bem próximos, com uma diferença de diâmetro de falha da ferramenta de 4,18 mm ou 2,34%, no entanto, esta diferença foi maior para o resultado gerado pelo Matlab[®]. Para melhor ilustrar a influência do ângulo de saída nos resultados do teste de faceamento de Brandsma, foram criados outros três gráficos com foco nos ângulos de folga de 6° , $7,5^\circ$ e 9° , que foram os mais representativos para esta condição de MQF. A Fig. 4.19 mostra o comportamento da curva com a combinação do ângulo de folga de 6° . A Fig. 4.20 mostra o resultado para o ângulo de folga de $7,5^\circ$ e a Fig. 4.21 para o ângulo de folga de 9° .

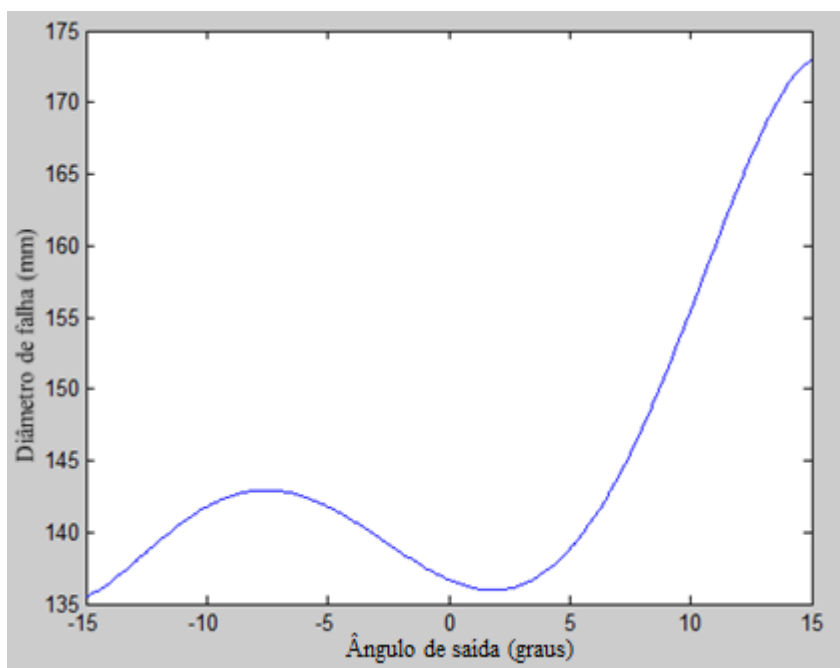


Figura 4.19 – Comportamento da curva com o ângulo de folga de 6° em função do ângulo de saída, condição de MQF 30 ml/h.

O comportamento da curva da Fig. 4.19, mostra que há alguns pontos de inflexão, onde máximos são observados para os ângulos de saída de aproximadamente -8° e 15° . Observa-se que a condição MQF apresentou resultados diferentes em relação ao comportamento das outras condições de lubri-refrigeração testadas. Há valores de ângulos de saída negativos que apresentaram resultados mais favoráveis que alguns ângulos positivos, onde um ponto de mínimo é observado para o ângulo de saída de aproximadamente 3° . A partir deste ponto, a curva cresce novamente, até atingir o valor máximo de diâmetro de falha da ferramenta de 173,10 mm para o ângulo de saída de 15° .

Na sequência, a Fig. 4.20 mostra o resultado para o ângulo de folga de $7,5^\circ$.

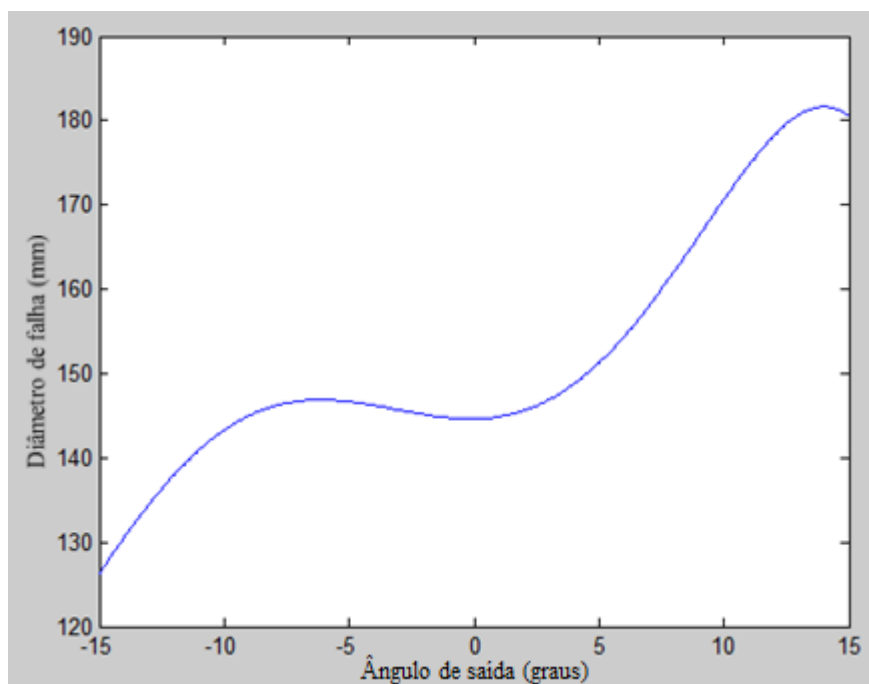


Figura 4.20 – Comportamento da curva com o ângulo de folga de $7,5^\circ$ em função do ângulo de saída, condição de MQF 30 ml/h.

Observando a Fig 4.20, nota-se que entre o ângulo de folga de -10° até 5° o resultado para diâmetro de falha praticamente se manteve, em valores baixos. Logo, entende-se que esta faixa de valores de ângulos de saída não é interessante para este tipo de usinagem com estas variáveis. Ângulos de saída acima de 5° mostraram comportamento crescente até alcançar o valor de 14° e, em seguida, a curva cai. Este ponto ótimo apresentou resultado de diâmetro de falha de 180,8 mm, mostrando que o ângulo de folga de $7,5^\circ$ apresentou resultado melhor que o ângulo de folga de 6° , quando comparado ao diâmetro de falha obtido.

A Fig. 4.21 mostra a variação do diâmetro de falha da ferramenta de HSS em função do ângulo de saída para um ângulo de folga de 9° , para a condição de MQF 30 ml/h.

Nesta curva, o ponto de máximo é encontrado para um ângulo de saída de 12° , onde o diâmetro de falha da ferramenta é de 182,55 mm. Nota-se que o resultado obtido para esta combinação ficou próximo ao que a Fig. 4.20 apresentou, pois a diferença de diâmetro de falha entre o ângulo de folga de $7,5^\circ$ e de 9° na condição de MQF 30 ml/h foi de apenas 1,75 mm.

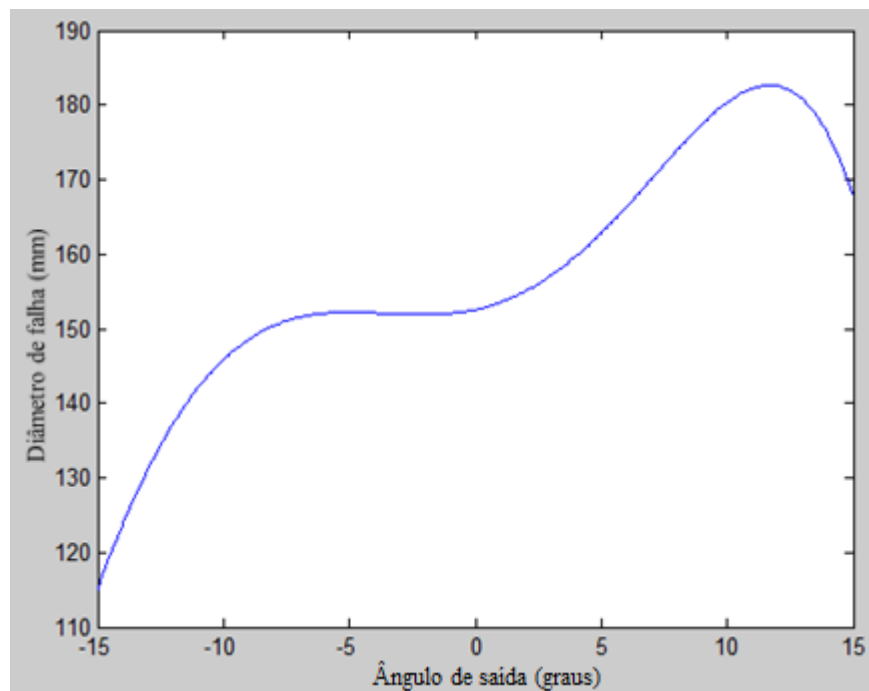


Figura 4.21 – Comportamento da curva com o ângulo de folga de 9° em função do ângulo de saída, condição de MQF 30 ml/h.

A partir das análises dos resultados, a seguir apresentam-se as conclusões com as melhores condições de usinagem, bem como a melhor combinação dos ângulos da geometria da ferramenta.

CAPÍTULO V

CONCLUSÃO E SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

5.1 Conclusões

Diante dos resultados obtidos através dos experimentos realizados na usinagem do aço ABNT 1045, para os testes de faceamento rápido (Brandsma), com ferramenta de HSS, utilizando quatro diferentes ângulos de folga com nove diferentes ângulos de saída, nas condições a seco, com jorro (90 l/h) e MQF (30 ml/h), podem ser consideradas as seguintes conclusões:

- Os testes de faceamento rápido realizados para a condição a seco apresentaram o pior desempenho, quando comparados às demais condições. Tal fato é explicado uma vez que para esta condição (a seco) a temperatura aumenta de forma crescente, diminuindo, assim, a vida útil da ferramenta. A partir de 550 °C o HSS inicia o processo de desgaste mais acelerado, fazendo com que, gradativamente, a ferramenta reduza sua dureza e entre em colapso. Nesta condição de lubri-refrigeração, a geometria que obteve o melhor resultado foi para o ângulo de saída de 12° e ângulo de folga de 7,5°, gerando um diâmetro de falha da ferramenta de 164,30 mm para os testes experimentais e de 164,55 mm no resultado gerado pelo Matlab®.

- Na condição de jorro 90 l/h, obteve-se os melhores resultados de forma experimental, ao comparar todos os testes e combinações realizadas neste trabalho. Utilizando a geometria de 9° para ângulo de saída com 9° para ângulo de folga, nesta condição de lubri-refrigeração, encontrou-se o maior valor no diâmetro de falha em todos os testes realizados, o qual foi de

189,80 mm. De acordo com Matlab®, o resultado obtido foi de 177,40 mm, gerando uma diferença de 6,5%, a qual está dentro do limite de tolerância (16%).

Esta diferença é passível de ocorrer, pois o software contorna os pontos obtidos pela função conforme a Eq.(10), gerada com R^2 de 0,84, criando uma curva que reporta a tendência, o que torna possível esta variação quando comparado ao resultado do teste prático.

Por se tratar de usinagem com jorro, o atrito, a temperatura e, conseqüentemente, o desgaste da ferramenta são menores. Logo, estes fatores favorecem para maior vida útil da ferramenta, que proporcionará o aumento no diâmetro de usinagem da peça para a ocorrência da falha da ferramenta.

Estes resultados são importantes para contribuir no conhecimento do processo, permitindo a redução de custos, por se tratar de um direcionamento quanto à melhor geometria da cunha da ferramenta e à condição lubri-refrigerante, as quais podem ser aplicadas na produção de peças em pequenas empresas/indústrias.

- Na condição de MQF 30 ml/h, obteve-se bons resultados quando comparado à condição a seco, porém abaixo do que foi alcançado para jorro, se tratando dos resultados experimentais. Alguns ângulos de saída negativos apresentaram melhores resultados quando comparados a ângulos de saída positivos. Isto se deve à maior cunha proporcionada pelos ângulos de saída negativos, a qual permite maior dissipação de calor, mesmo sacrificando a saída do cavaco. Nesta condição de lubri-refrigeração, a geometria que proporcionou o melhor resultado foi para o ângulo de saída de 12° e ângulo de folga de 9° , gerando um diâmetro de falha de 178,37 mm para os testes experimentais. Já o software Matlab® apresentou um resultado de 2,34% maior, sendo de 182,55 mm. Esta variação é admissível, pois está dentro do limite aceitável, baseado no coeficiente de determinação múltipla (R^2) ao qual a equação foi gerada.

A usinagem com jorro e MQF se mostra mais interessante quando analisados os resultados e devem ser mais exploradas, com relação à variação de quantidade aplicada, bem como ao tipo de fluido envolvido na operação.

Os fabricantes recomendam, normalmente, valores de geometria em torno de 6° positivos, para ambos os ângulos de folga e saída. Os resultados mostraram que nem sempre esses valores são otimizados, podendo ter geometrias mais interessantes para serem usadas. Isto confirma a importância da presente investigação.

5.2 Sugestões para trabalhos futuros

Após estudar o processo de faceamento rápido, assim como analisar todos os procedimentos utilizados, são sugeridos para os trabalhos futuros:

- O tratamento estatístico deve ser explorado mais a fundo no intuito de identificar novas áreas de oportunidade em otimização da geometria da ferramenta, bem como condições mais favoráveis a obtenção de maiores diâmetros de usinagem.

- Apesar de mais difícil execução, devido à elevada resistência do metal duro comparado ao HSS, sugere-se realizar estudos referentes à utilização do metal duro em testes de faceamento rápido, porém utilizando maiores diâmetros da peça e maiores rotações, para verificar se os valores ótimos aqui encontrados também se confirmam para os metais duros.

- Fazer novos testes com outras condições de profundidade de corte e avanço, para constatar se há alteração da geometria da ferramenta ótima.

- Dentre as variáveis que possam compor novos testes está a utilização de diferentes tipos de fluidos de corte para MQL e para jorro, o que pode gerar ganhos e novas descobertas para usinagem em faceamento rápido.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS, NBR 6163 – Conceitos da Técnica de Usinagem: Geometria da Cunha Cortante: Terminologia. São Paulo, 1980.
- AMORIM, HERALDO. **Usinabilidade dos metais**. Apostila. DEMEC/UFRGS. Porto Alegre - RS, 2003.
- ATTANASIO, A. GELFI, M. GIARDINI, C. REMINO C. **Minimal quantity lubrication in turning: Effect on tool wear**. Wear 260:333–338, Italy. 2006.
- BAPTISTA, A. L. de B. **Aspectos metalúrgicos na avaliação da usinabilidade de aços**. SCIELO. Ouro Preto - MG. 2002.
- BOULGER, F. W., MOORHEAD, H., GAVEY, T. M. **Superior Machinability of MX Steel Explained**. Iron Age 167, pp 90-95. 1951.
- CZAPLICI, L. **Lúsinabilite et al Coupe des Metaux**. Res. Soc. Roy. Belge Ingeniere 12, pp 708-736. 1962.
- DA MOTA, F. C., SIMÕES, L. T. C. **Otimização da geometria da cunha cortante da ferramenta de HSS no torneamento de ferro fundido nodular utilizando teste de faceamento rápido de Brandsma**. Trabalho de Conclusão de Curso. UFU - Universidade Federal de Uberlândia. Uberlândia, MG. 2014.
- DAHMAL, P.; ESCURSELL, M. **High pressure jet-assisted cooling: a new possibility for near net shape turning of decarburized steel**. Int J Mach Tools Manuf 44(1):109–115, 2004.
- DAVIM, J. P., SREEJITH, P. S., GOMES, R., PEIXOTO, C. **Experimental studies on drilling of aluminium (AA1050) under dry, minimum quantity of lubricant, and flood-lubricated conditions**. Eng Manuf 220:1605–1611, 2006.
- DHARMAREDDY, K; MERRAMA, P; VENKATARAMAIAH, P. **Analysis on Influence of Feed Rate and Tool Geometry on Cutting Forces in Turning Using Taguchi Method and Fuzzy Logic**. Elsevier, Procedia Materials Science 5, 1672 - 1701, Índia, 2014.
- DINIZ, A. E., MACHADO, A.R., SALES, W.F. **Application of Cutting Fluids in Machining Processes**. Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences. Scielo. Rio de Janeiro – RJ. 2001.
- DINIZ, A. E., MARCONDES, F. C., COPPINI, N. L. **Tecnologia da usinagem dos metais**”, Artliber Editora, São Paulo, 6ª Edição, 2008.
- DINIZ, A.E, JÚNIOR, A.B, FILHO, F.T. **Desgaste da ferramenta causado por fluido de corte em abundância na operação de fresamento de aço inoxidável**. Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences and Engineering. Rio de Janeiro, 2008.

EVANGELISTA, N. **Comparação entre o ensaio de usinabilidade de curta duração e o ensaio de usinabilidade de longa duração**. Tese de mestrado. UFRS. Porto Alegre - RS, Brasil. 2001.

EVANGELISTA, N.; SOARES, R. B.; KUNRATH, A. O. **Um passo para aprimorar métodos de avaliação da usinabilidade**. Revista Máquinas e Metais, Fevereiro, 2003.

FERRARESI, D. **Fundamentos da Usinagem dos Metais**, 12^a ed. São Paulo; Edgard Blucher, 2006. 751p.

FRATILA, D. Sustainable Manufacturing Through Environmentally Friendly Machining. In: DAVIM, J. P (ed). **Green Manufacturing Processes and Systems**. Springer, Romênia. p. 1 - 23, 2013.

GALLARDO, M. E.; GODOY, J. M. M.; VERGARA, J. D. OVIEDO, O. P.; QUISPE, M.Y.; RAMIREZ, L. H. **Bill Mundy Theory, Effective Rake Angle Cutting Tools in Copper Alloys**. Ingeniare. Revista Chilena de ingeniería, 199 – 203, Chile, 2007.

GURGEL, A. G.; LANDRE JR. J.; SEPPE, JR. W.; SOUZA, JR. A. M. DE.; SALES, W. F. **Influência da estabilidade dinâmica da máquina-ferramenta no desempenho do processo de fresco-rosqueamento de ligas de Al-Si-Cu**. Pontifícia Universidade Católica de Minas Gerais – PUC Minas, Belo Horizonte, MG, 2007.

HAIR, J. F.; BLACK, B.; BALBIN, B.; ANDERSON, R. E.; TATHAM, R. I. **Multivariate data analysis**. Ed. Artmed S.A, 6^a ed. 2009.

HEIGINBOTHAM, W. B., PANDEY, P. C. **Taper Turning Tests Produce Reliable Tool Life Equation**. Proc. 7th M.T.D.R. conf. P 515, 1966.

HENKIN, A. DATSKO, J. **The Influence of Physical Properties on Machinability**. Transactions of ASMA, Journal of Engineering for industry, pg 321-327, 1963.

HETZNER, D.W. **Refining carbide side distributions in M1 high speed steel by processing and Alloying**. Materials Characterization. 2001, pg. 175-182.

HOYLE, G. **High Speed Steels**. First Edition, UK, Butterworth & co. Ltda, 1988.

HUTCHINGS, I. M. **Tribology – Friction and Wear of Engineering Materials**. Published by Edward Arnold, London, 1992.

ISO 3685. **Tool Life Testing with Single Point Turning**. 1993.

KALDOR, S.; MALKIN, S. **A common denominator for optimal cutting tool geometry**. In: Annals of the CIRP. 1986. p. 41 – 44.

KALHÖFER, E. **Dry machining - principles and applications**. Seminário Internacional de Alta Tecnologia, (2th International Seminar on High Technology), UNIMEP, Santa Barbara D'Oeste – SP. 1997.

KATTAN, I. A.; CURRIE, K. R. **Developing new trends of cutting tool geometry**, *Journal of Materials Processing Technology*, n.61, p.231-237, 1996.

KELLY, J. F., COTTERELL, M. G. **Minimal lubrication machining of aluminium alloys**. Journal of Materials Processing Technology 120:327–334. Irlanda, 2002.

KLOCKE, F., SCHULZ, A., GERSCHWILER, K., REHSE, M. **Clean manufacturing technologies – The competitive edge of tomorrow?**. The International Journal of Manufacturing Science & Production, v.1, n.2, p. 77 - 86, 1998.

KRAUS, C. E., WEDDEL, R. R. **Determining the tool Life cutting speed relationship by facing cuts**. ASME Fall Meeting, USA, 1937.

KURAM, E., OZCELIK, B., DEMIRBAS, E. Environmentally Friendly Machining: Vegetable Based Cutting Fluids. In: DAVIM, J. P (ed). **Green Manufacturing Processes and Systems**. Springer, Turquia. p. 23 - 49, 2013.

MACHADO, A. R.; DA SILVA, M. B.; COELHO, R. T.; ABRÃO, A. M.; **Teoria da Usinagem dos Metais**, 3ª ed. São Paulo; Edgard Blucher, 2015.

MACHADO, A. R., WALLBANK, J. **The Effect of Extremely Low Lubricant Volumes in Machining**. Wear, 76 – 82. 1997.

MACHADO, A. R., WALLBANK, J., PASHBY, I. R., EZUGWU, E. O. **Tool performance and chip control when machining Ti6Al4 V and inconel 901 using high pressure coolant supply**. Mach Sci Technol 2(1):1–12. 1998.

MATSUMOTO, H. DA SILVA, A. C. M. **Influência da rigidez do sistema máquina-ferramenta-dispositivos de fixação-peça na operação de torneamento**. COBEF. UNESP, Ilha Solteira – SP. 2007.

MAYNBAEV, K. T. LEMOS, A. **Manual de econometria**. 1ª edição, Editora FGV, Rio de Janeiro – RJ, 2004.

METALS HANDBOOK. **Properties and selection: irons, steels and high-performance alloys**. vol.1. ASM, 1990.

METALS HANDBOOK. **Machining**, vol. 16. ASM, 1989.

MICARONI, R. **Influência do fluxo do fluido de corte sob pressão no torneamento do aço AISI 1045**. Tese de doutorado. UNICAMP, Campinas – SP, 2006.

MILLS, B., REDFORD, A. H. **Machinability of Engineering Materials**. Applied Science Publishers, London. 2001.

MOHRUNI, A.S., SHARIF, S., NOORIDIN, M.Y. **Cutting force predictions models in end milling of Titanium alloy Ti-6Al-4V**. Advance Material and Material Processing Technology, Regional Postgraduate Conference on Engineering and Science (RPCES 2006), Johore, 26-27 July, p. 337 – 343.

NASCIMENTO, G.; ABRÃO, A. M. **Influência da geometria da ferramenta de corte na usinabilidade do aço ABNT 1045**. Congresso Nacional de Engenharia Mecânica – CONEM, 1., Natal – RN, 2000.

NAVES, V. T. G.; DA SILVA, M. B. **Usinagem com fluido de corte a alta pressão**. Artigo. 21º POSMEC. UFU. Uberlândia – MG, 2011.

NOGUEIRA, R. M. U. **Obtenção e estudo de insertos sinterizados de aços rápidos AISI M2, M3/2 e T15**. Dissertação. Joinville – SC, 2004.

ODÉRIZ, E. G. **Refuerzo de Aceros Rápidos por Adición de Carburos Complejos de Tantalio y de Niobio**. Tese de doutorado. Universidade Politécnica de Madrid. Faculdade de Engenheiros de Minas. 1998.

PEREIRA, C. CORREA, S. J. PIVATO, C. **Como se apresentam e para que servem os lubrificantes e refrigerantes**. Máquinas e Metais. Editora Aranda. São Paulo – SP. 2005.

REIS, A. M. **Influência do ângulo de posição secundário da ferramenta, raio da ponta e lubrificação na usinagem em presença de aresta postiça de corte**. Dissertação de Mestrado, Universidade Federal de Uberlândia, MG, 2000.

RODRIGUES, A. R. **Estudo da geometria de arestas de corte aplicadas em usinagem com altas velocidades de corte**. Tese de doutorado. Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, SP, 2005.

SALES, W. F., BECKER, M., BARCELLOS, C. S., JR, J.L., BONNEY J., EZUGWU E. O. **Tribological behaviour when face milling AISI 4140 steel with minimum quantity fluid application**. Ind Lubr Tribol 61 (2):84–90, 2009.

SALES, W. F.; BECKER, M.; GURGEL, A. G.; JR LANDRE. **Dynamic behavior analysis of drill-threading process when machining AISI Al-Si-Cu4 alloy**. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, London, 2009.

SANTOS, S.C.; SALES, W.F.; **Fundamentos da Usinagem dos Materiais**. Apostila: Belo Horizonte: Pontifícia Universidade Católica de Minas Gerais (PUC), 2004.

SANTOS, D. J.; COSTA, E.S.; **Processos de Usinagem**. Apostila. Divinópolis: Centro Federal de Educação Tecnológica (CEFET), 2006.

SASSI, C. P.; PEREZ, F. G.; MYAZATO, L.; YE, X.; SILVA, P. H. F.; LOUZADA, F. **Modelos de regressão linear múltipla utilizando os softwares R e Statística: um aplicação a dados de conservação de frutas**. Instituto de Ciências Matemáticas e de Computação ICMC. USP. São Carlos – SP.

SCHROETER, R. B., WEINGAERTNER, W. L., ALMEIDA, L. B. **Avaliação comparativa entre ensaios de curta e longa duração no aço SAE 1040**. Florianópolis – SC. COBEF. 2003.

SINGH, S. B., CHAKRABARTI, A. K., CHATTOPADHYAY, A. B. **A study of the Effect of Inclusion Content of the Machinability and Wear Characteristics of 0,24% Carbon Steels**. Journal of Materials Processing Technology 66, pp 90-96, India, 1996.

SHAW, M. C. **Metal cutting principles**. New York: Oxford Science Publications, 1984. 594 p.

SOUZA, A. J. **Processos e Fabricação por Usinagem, Parte 2**. Apostila. UFRGS. Porto Alegre – RS. 2011.

SOUZA, A. D., CAPELARI, T. V., LÓPEZ, D. R. S., MOMBRÚ, R. G., LORINI, F. J., AMORIM, H. J. **Study of short-term machinability tests for the SAE 12L14 free cutting steel**. COBEM. UFRGS, Porto Alegre – RS, 2005.

STEMMER, C. E. **Ferramentas de Corte I**. 4ª Edição. Editora da UFSC. 1995.

STEVENSON, R. W. **P/M Tools Steels – Project manager/ material group energy technology division midland**. Metals Handbook ninth edition, vol 7, 1984, pg. 784 – 793

STOETERAU, R. L. **Introdução ao Projeto de Máquina-Ferramentas Modernas**. Apostila. UFSC. p 32 – 40. 2004.

STRAFFORD, K. N., AUDY, J. **Indirect Monitoring of Machinability in Carbon Steels by Measurement of Cutting Forces**. Journal of Materials Processing Tehnology Elsevier. 1997.

SUSTARSIC, B.; KOSEC, L.; JENKO, M.; LESKOVSEK, V. **Vacuum sintering of water-atomised HSS powders with MoS₂ additions**. Vacuum, Ljubljana, Slovenia, 2001, p 471-477.

TRENT, M. C., WRIGHT, P. K. **Metal Cutting Principles** . 4th edition, Butterworth – Heinemann, USA, 2000.

TRIOLA, M.; F. **Introdução a estatística: atualização da tecnologia**. Traduzido por Ana Maria Lima de Farias, Vera Regina lima de Farias e Flores. Rio de Janeiro - RJ. 11ª edição. Ed LTC. 2014.

VÁREZ, A.; PORTUONDO, J.; LEVENFELD, B.; TORRALBA, J. M. **Processing of p/m t15 high speed steels by mould casting using thermosetting binders**. Materials Chemistry and Physics, 67, 2001, pg. 43 – 48.

VIKRAM K. CHR., RAMAMOORTHY B. **Performance of coated tools during hard turning under minimum fluid application**. Journal of Materials Processing Technology, Elsevier. India, 2007.

ZAPATA, W. C. DA COSTA C. E.; TORRALBA, J. M. **Wear and thermal behavior of M2 high -speed steel reinforced with NbC composite**. Journal of Materials Science, 1998.

ZAPATA, W. C. **Metalurgia do pó Estado da Arte no Brasil**. Seminário -ABM, São Paulo, SP, 1987, pg. 23-38.

ZATLIN. N., FIELD. M. **Evaluation of Rolled Steels, Forging and Cast Irons**. Machining Theory and Practice, USA, 1950.

ZEILMAN, R., PANOSSO. **Furação da liga de titânio Ti6Al4V com mínimas quantidades de fluido de corte**. Tese de doutorado . UFSC - Universidade Federal de Santa Catarina. Florianópolis – SC, 2003.

YEN, Y. C.; JAIN, A.; ALTAN, T. **A finite element analisys of orthogonal machining using different tool edge geometries**. Journal of Materials Processing Technology, v. 146, p 72 – 81, 2004.

ANEXOS

Anexo I - Tabela 4.1 – Resultados de todos os testes de Brandsma

Condição	Ângulo de saída (graus)	Ângulo de folga (graus)	Média do diâmetro da falha (0,3 mm)	Desvio padrão	Vccrit (m/min)
A seco	-15	3	94,37	7,18	53,34
A seco	-12	3	127,35	10,07	71,98
A seco	-9	3	121,57	14,63	68,71
A seco	-6	3	104,83	39,72	59,25
A seco	0	3	78,60	5,82	44,42
A seco	6	3	84,65	8,73	47,84
A seco	9	3	103,75	5,47	58,64
A seco	12	3	96,97	13,40	54,81
A seco	15	3	107,62	12,10	60,82
A seco	-15	6	118,30	8,43	66,86
A seco	-12	6	124,07	12,75	70,12
A seco	-9	6	132,07	4,50	74,64
A seco	-6	6	127,62	8,69	72,13
A seco	0	6	148,63	16,83	84,01
A seco	6	6	111,50	26,08	63,02
A seco	9	6	163,13	9,10	92,20
A seco	12	6	159,13	13,56	89,94
A seco	15	6	128,50	20,52	72,63
A seco	-15	7,5	115,00	4,36	65,00
A seco	-12	7,5	111,27	4,95	62,89
A seco	-9	7,5	110,87	2,89	62,66
A seco	-6	7,5	142,20	6,55	80,37
A seco	0	7,5	138,70	6,08	78,39
A seco	6	7,5	152,70	3,50	86,31
A seco	9	7,5	156,93	16,79	88,70
A seco	12	7,5	164,30	9,08	92,86
A seco	15	7,5	163,07	6,13	92,17
A seco	-15	9	123,40	6,72	69,75
A seco	-12	9	122,37	5,26	69,16
A seco	-9	9	135,77	2,84	76,74
A seco	-6	9	135,52	10,72	76,59
A seco	0	9	140,42	2,07	79,36
A seco	6	9	148,73	6,06	84,06
A seco	9	9	145,53	2,42	82,26
A seco	12	9	143,33	3,23	81,01
A seco	15	9	135,57	10,15	76,62

Com jorro (90 l/h)	-15	3	104,23	3,61	58,91
Com jorro (90 l/h)	-12	3	124,05	19,39	70,11
Com jorro (90 l/h)	-9	3	105,98	3,78	59,90
Com jorro (90 l/h)	-6	3	139,47	3,84	78,83
Com jorro (90 l/h)	0	3	123,53	15,27	69,82
Com jorro (90 l/h)	6	3	117,87	10,55	66,62
Com jorro (90 l/h)	9	3	143,67	8,76	81,20
Com jorro (90 l/h)	12	3	155,80	7,73	88,06
Com jorro (90 l/h)	15	3	149,97	9,51	84,76
Com jorro (90 l/h)	-15	6	137,27	6,68	77,58
Com jorro (90 l/h)	-12	6	145,03	10,18	81,97
Com jorro (90 l/h)	-9	6	142,43	3,06	80,50
Com jorro (90 l/h)	-6	6	150,40	6,39	85,01
Com jorro (90 l/h)	0	6	147,97	3,14	83,63
Com jorro (90 l/h)	6	6	157,13	6,72	88,81
Com jorro (90 l/h)	9	6	172,20	4,45	97,33
Com jorro (90 l/h)	12	6	161,90	5,89	91,51
Com jorro (90 l/h)	15	6	184,83	19,77	104,47
Com jorro (90 l/h)	-15	7,5	140,70	5,84	79,52
Com jorro (90 l/h)	-12	7,5	137,37	1,63	77,64
Com jorro (90 l/h)	-9	7,5	145,47	3,98	82,22
Com jorro (90 l/h)	-6	7,5	151,47	5,58	85,61
Com jorro (90 l/h)	0	7,5	155,80	7,48	88,06
Com jorro (90 l/h)	6	7,5	169,07	2,57	95,56
Com jorro (90 l/h)	9	7,5	168,80	3,50	95,41
Com jorro (90 l/h)	12	7,5	162,53	4,34	91,86
Com jorro (90 l/h)	15	7,5	162,20	1,25	91,68
Com jorro (90 l/h)	-15	9	139,60	3,90	78,90
Com jorro (90 l/h)	-12	9	132,13	14,88	74,68
Com jorro (90 l/h)	-9	9	155,17	3,10	87,70
Com jorro (90 l/h)	-6	9	133,77	21,31	75,60
Com jorro (90 l/h)	0	9	168,67	2,59	95,33
Com jorro (90 l/h)	6	9	157,73	11,16	89,15
Com jorro (90 l/h)	9	9	189,80	2,29	107,27
Com jorro (90 l/h)	12	9	174,35	5,70	98,54
Com jorro (90 l/h)	15	9	172,00	2,89	97,21
Com MQL (30 ml/h)	-15	3	109,70	9,96	62,00
Com MQL (30 ml/h)	-12	3	114,90	6,48	64,94
Com MQF (30 ml/h)	-9	3	101,13	2,66	57,16
Com MQF (30 ml/h)	-6	3	98,00	6,08	55,39
Com MQF (30 ml/h)	0	3	113,10	9,03	63,92
Com MQF (30 ml/h)	6	3	105,67	6,87	59,72
Com MQF (30 ml/h)	9	3	140,77	10,90	79,56
Com MQF (30 ml/h)	12	3	151,20	8,69	85,46

Com MQF (30 ml/h)	15	3	171,37	4,09	96,86
Com MQF (30 ml/h)	-15	6	154,67	4,42	87,42
Com MQF (30 ml/h)	-12	6	149,10	1,87	84,27
Com MQF (30 ml/h)	-9	6	152,73	11,76	86,32
Com MQF (30 ml/h)	-6	6	169,17	8,05	95,61
Com MQF (30 ml/h)	0	6	164,93	19,79	93,22
Com MQF (30 ml/h)	6	6	162,80	8,24	92,01
Com MQF (30 ml/h)	9	6	166,97	13,42	94,37
Com MQF (30 ml/h)	12	6	173,07	6,38	97,82
Com MQF (30 ml/h)	15	6	172,37	5,12	97,42
Com MQF (30 ml/h)	-15	7,5	130,27	2,45	73,63
Com MQF (30 ml/h)	-12	7,5	126,40	7,30	71,44
Com MQF (30 ml/h)	-9	7,5	134,13	3,67	75,81
Com MQF (30 ml/h)	-6	7,5	143,70	4,27	81,22
Com MQF (30 ml/h)	0	7,5	139,97	2,46	79,11
Com MQF (30 ml/h)	6	7,5	142,30	2,72	80,43
Com MQF (30 ml/h)	9	7,5	152,07	3,83	85,95
Com MQF (30 ml/h)	12	7,5	165,43	3,20	93,50
Com MQF (30 ml/h)	15	7,5	162,77	3,46	92,00
Com MQF (30 ml/h)	-15	9	132,47	5,66	74,87
Com MQF (30 ml/h)	-12	9	141,33	2,85	79,88
Com MQF (30 ml/h)	-9	9	150,57	6,86	85,10
Com MQF (30 ml/h)	-6	9	146,13	17,19	82,59
Com MQF (30 ml/h)	0	9	157,77	1,66	89,17
Com MQF (30 ml/h)	6	9	165,77	11,45	93,69
Com MQF (30 ml/h)	9	9	160,63	6,40	90,79
Com MQF (30 ml/h)	12	9	178,37	9,05	100,81
Com MQF (30 ml/h)	15	9	159,10	7,11	89,92

Anexo II - Modelo criado no Matlab® para chegar a Eq.(9) bem como identificar o ponto ótimo para a condição a seco.

Angulodesaida (x) = -15 -12 -9 -6 0 6 9 12 15 (4x)
 Angulodefolga (y) = 3 6 7.5 9 (4x)
 Diametrodefalha (z) = Columns 1 through 9
 94.37 127.35 121.57 104.83 78.60 84.65 103.75 96.97 107.62
 Columns 10 through 18
 118.30 124.07 132.07 127.62 148.63 111.50 163.13 159.13 128.50
 Columns 19 through 27
 115. 111.27 110.87 142.20 138.70 152.70 156.93 164.30 163.07
 Columns 28 through 36
 123.40 122.37 135.77 135.52 140.42 148.73 145.53 143.33 135.57

p00 = 9.963 ,
 p10 = 10.41
 p01 = 33.28
 p20 = 0.3587
 p11 = -8.41
 p02 = -2.249
 p30 = 0.01672
 p21 = -0.05379
 p12 = 1.726
 p03 = 0.01316
 p40 = -0.0006728
 p31 = -0.002444
 p22 = 0.002878
 p13 = -0.1002

x=angulodesaida;
 y=angulodefolga;

$$z = p00 + p10*x + p01*y + p20*x^2 + p11*x*y + p02*y^2 + p30*x^3 + p21*x^2*y + p12*x*y^2 + p03*y^3 + p40*x^4 + p31*x^3*y + p22*x^2*y^2 + p13*x*y^3;$$

[valorotimo,posicao]=max(z)
 valorotimo = 164.5543

posicao = 26

x(26) ans = 12

y(26) ans = 7.5

cftool

Anexo III - Modelo criado no Matlab® para chegar a Eq.(10) bem como identificar o ponto ótimo para a condição de jorro 90l/h

Angulodesaida (x) = -15 -12 -9 -6 0 6 9 12 15 (4x)

Angulodefolga (y) = 3 6 7.5 9 (4x)

Diametrodefalha (z) = Columns 1 through 9

104.23 124.05 105.98 139.47 123.53 117.87 143.67 155.80 149.97

Columns 10 through 18

137.27 145.03 142.43 150.40 147.97 157.13 172.20 161.90 184.83

Columns 19 through 27

140.70 137.37 145.47 151.47 155.80 169.07 168.80 162.53 162.20

Columns 28 through 36

139.60 132.13 155.17 133.77 168.67 157.73 189.80 174.35 172.

p00 = -0.9208

p10 = -6.412

p01 = 67.03

p20 = 0.0542

p11 = 3.812

p02 = -9.816

p30 = 0.01296

p21 = 0.01164

p12 = -0.6455

p03 = 0.4839

p40 = -0.0001924

p31 = -0.002057

p22 = -0.001792

p13 = 0.03674

x=angulodesaida;

y=angulodefolga;

z = p00 + p10*x + p01*y + p20*x^2 + p11*x*y + p02*y^2 + p30*x^3 + p21*x^2*y + p12*x*y^2 + p03*y^3 + p40*x^4 + p31*x^3*y + p22*x^2*y^2 + p13*x*y^3;

[valorotimo,posicao]=max(z)

valorotimo = 177,34

posicao = 34

x(34) ans = 9

y(34) ans = 9

cftool

Anexo IV - Modelo criado no Matlab® para chegar a Eq.(11) bem como identificar o ponto ótimo para a condição de MQF 30ml/h.

Angulodesaida (x) = -15 -12 -9 -6 0 6 9 12 15 (4x)

Angulodefolga (y) = 3 6 7.5 9 (4x)

Diametrodefalha (z) = Columns 1 through 9

109.70 114.90 101.13 98. 113.10 105.67 140.77 151.20 171.37

Columns 10 through 18

154.67 149.10 152.73 169.17 164.93 162.80 166.97 173.07 172.37

Columns 19 through

27 130.27 126.40 134.13 143.70 139.97 142.30 152.07 165.43 162.77

Columns 28 through 36

132.47 141.33 150.57 146.13 157.77 165.77 160.63 178.37 159.10

x=angulodesaida;

y=angulodefolga;

z = p00 + p10*x + p01*y + p20*x.^2 + p11*x.*y + p02*y.^2 + p30*x.^3 + p21*x.^2.*y +
p12*x.*y.^2 + p03*y.^3 + p40*x.^4 + p31*x.^3.*y + p22*x.^2.*y.^2 + p13*x.*y.^3 +
p50*x.^5 + p41*x.^4.*y + p32*x.^3.*y.^2 + p23*x.^2.*y.^3;

[valorotimo,posicao]=max(z)

valorotimo = 174,07

posicao = 17

x(17) ans = 12

y(17) ans = 6

cftool