

MON
621.9
L892u
TES/UFU

9/10/96

UNIVERSIDADE FEDERAL DE UBERLÂNDIA
CENTRO DE CIÊNCIAS EXATAS E TECNOLÓGICAS
CURSO DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA

A USINABILIDADE DO AÇO INOXIDÁVEL AUSTENÍTICO ABNT 304

Dissertação apresentada à Universidade Federal de Uberlândia por:

CARLOS JOSÉ LOURENÇO

como parte dos requisitos para obtenção do título de Mestre em Engenharia Mecânica.

DIRBI/UFU 621.9 L892u /TES/UFU
MON - 00973/96



1000164413

Banca Examinadora:

Prof. Dr. Alisson Rocha Machado - (UFU) - Orientador

Prof. Dr. Alexandre Mendes Abrão - (UFU) - Co-orientador

Prof. Dr. Nivaldo Lemos Coppini - (UNICAMP)

Prof. Dr. Claudionor Cruz - (UFU)

Uberlândia, 17 de maio de 1996

UNIVERSIDADE FEDERAL DE UBERLÂNDIA	
DIRBI - DIRETORIA DE BIBLIOTECAS	
Procedência: _____	
Valor R\$ <u>D. A. A. G. M. O.</u>	
Fol. nº	<u>1</u> de <u>36</u>
C.F.C. _____	
N. Fiscal	_____ de _____
Reg. <u>00973</u>	Data <u>29.07.96</u>
Vol. _____	Ex. <u>1</u>

FU-00006048-1

À minha mãe,
 minha namorada Tatiana,
 meus irmãos Ché e Maria Ângela,
 meu cunhado Tcheco,
 meu afilhado Armando.

AGRADECIMENTOS

- Aos professores Álisson Rocha Machado e Alexandre Mendes Abrão pela orientação.
- Ao Departamento de Engenharia Mecânica e à coordenação do curso de Pós Graduação pela oportunidade de realização deste trabalho.
- Ao professor Marcus Antônio Viana Duarte pelo auxílio e orientação.
- Aos professores do curso de Pós Graduação pelos conhecimentos transmitidos.
- Aos técnicos Reginaldo F. Sousa e Carlos Humberto F. Vieira do LPU, Ângela Maria S. Andrade do LEM pela ajuda prestada no decorrer dos ensaios e Júlio Cesar R. Ferreira.
- Aos companheiros André Beloni, Wisley Falco Sales, Evaldo Malaquias, Rodrigo e Salvador pela colaboração e amizade.
- À Aços Finos Piratini, na pessoa do Engenheiro Francisco Ferrante pelo fornecimento de materiais para peça e ferramentas.
- Ao CNPq pelo apoio financeiro.
- A todos que de alguma forma colaboraram para a realização deste trabalho.

A USINABILIDADE DO AÇO INOXIDÁVEL AUSTENÍTICO ABNT 304

SUMÁRIO

	Página
1 - INTRODUÇÃO	1
2 - REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	3
2.1 - AÇOS INOXIDÁVEIS	3
2.1.1 - AÇO INOXIDÁVEL AUSTENÍTICO	3
2.1.2 - INFLUÊNCIA DOS ELEMENTOS DE LIGA	7
2.1.3 - COMPOSIÇÃO DOS AÇOS INOXIDÁVEIS AUSTENÍTICOS	9
2.2 - FORMAÇÃO DO CAVACO	10
2.3 - CLASSES E FORMAS DOS CAVACOS	12
2.3.1 - CLASSES DOS CAVACOS	13
2.3.1.1 - CAVACOS CONTÍNUOS	13
2.3.1.2 - CAVACOS PARCIALMENTE CONTÍNUOS	14
2.3.1.3 - CAVACOS DESCONTÍNUOS	14
2.3.1.4 - CAVACOS SEGMENTADOS	15
2.3.2 - FORMAS DOS CAVACOS	17
2.4 - INTERFACE CAVACO FERRAMENTA	18
2.4.1 - ATRITO	19
2.4.1.1 - ZONA DE ADERÊNCIA	21
2.4.1.2 - ZONA DE ESCORREGAMENTO	22
2.4.1.3 - ARESTA POSTIÇA DE CORTE	23
2.5 - FALHAS E AVARIAS	25

2.6 - MECANISMOS DE DESGASTE	26
2.6.1 - DESGASTE ABRASIVO	27
2.6.2 - DESGASTE DIFUSIVO	27
2.6.3 - DESGASTE POR ADERÊNCIA E ARRANCAMENTO	28
2.6.4 - DEFORMAÇÃO PLÁSTICA SUPERFICIAL POR CISALHAMENTO A ALTAS TEMPERATURAS	29
2.6.5 - DEFORMAÇÃO PLÁSTICA DA ARESTA DE CORTE SOB ALTAS TENSÕES DE COMPRESSÃO	29
2.6.6 - DESGASTE DE ENTALHE	30
2.7 - FORMAS DE DESGASTE NAS FERRAMENTAS DE CORTE	31
2.8 - VIDA DA FERRAMENTA	33
2.8.1 - CURVA DE VIDA DE UMA FERRAMENTA	34
2.9 - FORÇAS E POTÊNCIA DE CORTE	37
2.9.1 - FORÇAS DE CORTE	38
2.9.2 - CÁLCULO DA POTÊNCIA DE CORTE	39
2.10 - RUGOSIDADE	40
2.10.1 - FATORES QUE INFLUENCIAM A RUGOSIDADE	40
2.10.1.1 - FERRAMENTA	42
2.11 - TEMPERATURA DE CORTE	42
2.11.1 - MÉTODOS EXPERIMENTAIS PARA MEDIÇÃO DA TEMPERATURA DE CORTE	45
3 - PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL	47
3.1 - MATERIAIS UTILIZADOS	47

3.1.1 - PEÇA	47
3.1.2 - FERRAMENTAS	52
3.2 - EQUIPAMENTOS UTILIZADOS	53
3.3 - METODOLOGIA	53
3.3.1 - COEFICIENTES DA EQUAÇÃO DE TAYLOR	53
3.3.2 - TESTE DE VIDA	56
3.3.3 - POTÊNCIA DE CORTE	58
3.3.4 - RUGOSIDADE SUPERFICIAL	58
3.3.5 - CAVACOS	59
3.3.6 - TEMPERATURA DE CORTE	59
3.3.6.1 - CALIBRAÇÃO	59
3.3.6.2 - EQUAÇÕES DE CALIBRAÇÃO	61
3.3.6.3 - MEDIÇÃO DE TEMPERATURA	62
4 - RESULTADOS EXPERIMENTAIS	65
4.1 - TESTE DE VIDA	65
4.2 - POTÊNCIA DE CORTE	69
4.3 - RUGOSIDADE SUPERFICIAL	70
4.4 - CAVACOS PRODUZIDOS DURANTE O CORTE	72
4.5 - TEMPERATURA DE CORTE	74
5 - ANÁLISE DOS RESULTADOS	77
5.1 - VIDA DA FERRAMENTA	77
5.1.1 - EQUAÇÃO DE TAYLOR	79

5.2 - POTÊNCIA DE CORTE	81
5.3 - RUGOSIDADE	82
5.4 - CAVACOS	83
5.5 - TEMPERATURA DE CORTE	84
6 - CONCLUSÕES	88
7 - SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS	90
8 - REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	91
9 - ANEXOS	97

LOURENÇO, C. J. - “A Usinabilidade do Aço Inoxidável Austenítico ABNT 304”, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia, Minas Gerais, Brasil, 1996, 110 p.

Resumo: Os aços inoxidáveis austeníticos são muito utilizados devido as suas excelentes propriedades de resistência mecânica e a corrosão, especialmente em indústrias alimentícias e químicas. Entretanto, eles são considerados de difícil usinagem, pois possuem alto grau de encruamento, apresentam grandes comprimentos de contato cavaco-ferramenta gerando altos valores de forças de usinagem e elevadas temperaturas, que promovem acelerado desgaste nas ferramentas de corte. Este trabalho visa a comparação em termos de usinabilidade de dois aços inoxidáveis austeníticos ABNT 304 um deles, tratado aqui como aço inoxidável austenítico 304 modificado (304M), sofreu algumas modificações em sua composição química e processamento visando a melhoria da usinabilidade. Foram realizados testes de vida no fresamento frontal utilizando-se uma fresa de seis (6) dentes e ferramentas de metal duro triplamente revestidas (ISO P45) e aplicando um critério de fim de vida $VB_{máx} = 0,7$ mm. Utilizou-se um programa que otimiza o número de ensaios e fornece os coeficientes da equação expandida de Taylor com elevado grau de confiabilidade, desenvolvido por outros membros do grupo do Laboratório de Pesquisa em Usinagem - UFU. Durante os testes de vida das ferramentas foi monitorada a potência consumida no corte dos materiais através de um medidor de corrente por efeito Hall e a rugosidade média (R_a) da peça e realizada a coleta periódica de cavacos (início, meio e fim dos testes de vida das ferramentas de corte) para análise. A temperatura de corte foi medida no torneamento pelo método do termopar ferramenta-peça, utilizando ferramentas de metal duro sem revestimento (ISO K10). Em geral, verificou-se uma superioridade em termos de usinabilidade para o aço 304M tanto no que refere a vida mais longa da ferramenta de corte como no que diz respeito a menor potência de corte consumida e temperatura de corte inferior. O teste de rugosidade e características dos cavacos não apresentaram diferenças significativas durante os testes de vida.

ABSTRACT

LOURENÇO, C. J. - "The Machinability of AISI 304 Austenitic Stainless Steel", Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia, Minas Gerais, Brasil, 1996, 110 p.

Austenitic stainless steels are chiefly used in the chemical and food industries mainly because of their excellent strength and corrosion resistance. They are, however, considered difficult to machine materials due to their high ability to workharden and large chip-tool contact length produced, which generate high cutting forces and elevated temperatures, promoting high tool wear rates. The present work compares the machinability of two AISI 304 austenitic stainless steels where one of them has suffered small alterations on its chemical composition (within the range allowed in its specification) and manufacturing process with the aim of improving its machinability (modified AISI 304 stainless steel - 304M). Tool life tests on both work material were carried out when surface milling using a six tooth milling cutter and triple coated cemented carbide inserts (ISO P45). A program which optimises the number of tests required to give the expanded Taylor's equation coefficients with a high level of reliability (developed by other members of the machining research laboratory - LPU / UFU) was used. During the tool life tests power consumption and surface roughness (R_a parameter) were monitored and swarf was collected at the beginning, middle and end of each test for analysis. Chip-tool interface temperature (tool-chip thermocouple method) was studied on both work materials when turning with uncoated cemented carbide tools (ISO K10). In general a superior machinability was presented by the modified 304M steel in terms of tool life, power consumption and chip-tool interface temperature. Surface roughness and chip characteristics showed no conclusive results.

LISTA DE FIGURAS

Figura	Página
2.1 - Comparação de valores de resistência a tração entre aço inoxidável austenítico, inoxidável ferrítico e aço carbono, (Metals Handbook, 1989)	5
2.2 - Comparação de valores de condutividade térmica entre aço inoxidável austenítico, inoxidável ferrítico e aço carbono, (Metals Handbook, 1989).	5
2.3 - Condições de desgaste e avarias das ferramentas de metal duro para usinagem do aço inoxidável austenítico, (Trent, 1991).	7
2.4 - Efeito do carbono juntamente com nitrogênio na usinabilidade o aço 18Cr-9Ni-3Mn (Metals Handbook, 1989).	9
2.5 - Esquema do mecanismo de formação do cavaco, (Trent, 1991).	11
2.6 - Zona de cisalhamento primária e secundária (Trent, 1991).	12
2.7 - Influência da profundidade de corte e do ângulo de saída na classe dos cavacos (Palmer e Riad, 1967).	15
2.8 - Cavaco segmentado obtido na usinagem do titânio com $V_c = 53\text{m/min}$ (Shaw, 1984).	16
2.9 - Classificação dos cavacos (ISO 3685, 1977).	17
2.10 - Efeito do avanço e profundidade de corte na forma dos cavacos(Smith, 1989).	18
2.11 - Zona de aderência e escorregamento (Trent, 1991).	19
2.12 - Área de contato real e aparente de uma superfície levemente carregada (Shaw, 1984).	20
2.13 - Distribuição de tensão na saída do cavaco (Zorev, 1963).	21
2.14 - Aresta postiça de corte (APC), representação esquemática (Trent, 1991).	24
2.15 - Sulcos em forma de pente (Ferraresi, 1977).	26
2.16 - Principais áreas de desgaste na ferramenta de corte (Dearnley, 1982).	31
2.17 - Desgaste de flanco em função do tempo de corte, (Ferraresi, 1977).	34

2.18 -	Determinação da curva de vida da ferramenta, para o critério de fim de vida $VB = 0,8$ mm, e dados da Figura 2.17 (Ferraresi, 1977).	35
2.19 -	Representação em escalas dilogarítmicas da curva de vida da ferramenta (Ferraresi, 1977).	35
2.20 -	Círculo de Merchant (Shaw, 1984).	39
2.21 -	Influência da velocidade de corte na rugosidade superficial (Shaw, 1994).	42
2.22 -	Temperatura máxima na interface cavaco-ferramenta, Trent (1991).	44
2.23 -	Temperatura de corte no fresamento (Palmai, 1987).	45
3.1 -	Aço inoxidável austenítico 304, atacado por mistura de ácidos durante 1,5 minutos (x 126).	49
3.2 -	Aço inoxidável austenítico 304M, atacado por mistura de ácidos durante 1,5 minutos (x 315).	50
3.3 -	Gráfico tensão x deformação para o aço inoxidável austenítico 304.	51
3.4 -	Gráfico tensão x deformação para o aço inoxidável austenítico 304M.	51
3.5 -	Corpo de prova fixado para usinagem.	57
3.6 -	Microscópio ferramenteiro	57
3.7 -	Representação esquemática do termopar ferramenta-peça.	60
3.8 -	Calibração dos termopares para 304 e 304 M com metal duro classe K10 para temperatura decrescente.	61
3.9 -	Esquema de montagem do termopar para medição de temperatura.	63
3.10 -	Corpo de prova utilizado par medição da temperatura de corte (cotas em mm).	63
4.1 -	Desgaste de flanco máximo ($VB_{máx}$) em função do tempo de corte para $V_c=104$ m/min, $f_z=0.23$ lmm/rev e $a_p=1.523$.	66
4.2 -	Desgaste de flanco máximo ($VB_{máx}$) em função do tempo de corte para $V_c=191$ m/min, $f_z=0.146$ mm/rev e $a_p=2.216$.	66
4.3 -	Desgaste de flanco máximo ($VB_{máx}$) em função do tempo de corte para $V_c=205$ m/min, $f_z=0.13$ mm/rev e $a_p=1.783$	66
4.4 -	Desgaste de flanco máximo ($VB_{máx}$) em função do tempo de corte para $V_c=110$ m/min, $f_z=0.118$ mm/rev e $a_p=2.246$.	67

4.5 -	Simulação das equações expandidas de Taylor para 304 e 304 M para $VB_{\text{máx}} = 0.7$, $f_z = 0.175\text{mm/rev}$ e $a_p = 1.75$.	67
4.6 -	Desgaste de flanco em ferramenta de metal duro usada no corte do aço inoxidável austenítico 304, ($V_c = 191\text{m/min}$, $f_z = 0.116\text{ mm/rev}$, $a_p = 2.216\text{mm}$, $VB_{\text{máx}} = 0.935\text{mm}$, $t = 4\text{min}$).	68
4.7 -	Desgaste de flanco em ferramenta de metal duro usada no corte do aço inoxidável austenítico 304M, ($V_c = 205\text{m/min}$, $f_z = 0.13\text{ mm/rev}$, $a_p = 1.783\text{mm}$, $VB_{\text{máx}} = 0.706\text{mm}$, $t = 4.98\text{min}$).	68
4.8 -	Influência do tempo de usinagem na potência de corte para $V_c = 104\text{m/min}$, $f_z = 0.231\text{mm/rev}$ e $a_p = 1.523$	69
4.9 -	Influência do tempo de usinagem na potência de corte para $V_c = 191\text{m/min}$, $f_z = 0.146\text{mm/rev}$ e $a_p = 2.216$	69
4.10 -	Influência do tempo de usinagem na potência de corte para $V_c = 205\text{m/min}$, $f_z = 0.13\text{mm/rev}$ e $a_p = 1.783$.	70
4.11 -	Influência do tempo de usinagem na potência de corte para $V_c = 110\text{m/min}$, $f_z = 0.118\text{mm/rev}$ e $a_p = 2.246$.	70
4.12 -	Rugosidade superficial média em função do tempo de corte para $V_c = 104\text{m/min}$, $f_z = 0.231\text{mm/rev}$ e $a_p = 1.523$	71
4.13 -	Rugosidade superficial média em função do tempo de corte para $V_c = 191\text{m/min}$, $f_z = 0.146\text{mm/rev}$ e $a_p = 2.216$.	71
4.14 -	Rugosidade superficial média em função do tempo de corte para $V_c = 205\text{m/min}$, $f_z = 0.13\text{mm/rev}$ e $a_p = 1.783$.	71
4.15 -	Rugosidade superficial média em função do tempo de corte para $V_c = 110\text{m/min}$, $f_z = 0.118\text{mm/rev}$ e $a_p = 2.246$.	72
4.16 -	Cavacos produzidos na usinagem dos aços inoxidáveis a) 304 e b) 304M, coletados no início dos testes de vida	73
4.17 -	Figura 4.17 - Cavacos produzidos na usinagem dos aços inoxidáveis a) 304 e b) 304M, coletados no final dos testes de vida	73
4.18 -	Influência da velocidade de corte na temperatura da interface cavaco/ferramenta no torneamento dos aços inoxidáveis austeníticos 304 e 304 M para $f = 0.079\text{mm/rev}$ e $a_p = 0.25\text{mm}$.	74
4.19 -	Influência da velocidade de corte na temperatura da interface cavaco/ferramenta no torneamento dos aços inoxidáveis austeníticos 304 e 304 M para $f = 0.149\text{mm/rev}$ e $a_p = 0.25\text{mm}$.	74

- 4.20 - Influência do avanço na temperatura de corte da interface cavaco/ferramenta no torneamento dos aços inoxidáveis austeníticos 304 e 304 M para $V_c = 20.39$ e $a_p = 0.25\text{mm}$ 75
- 4.21 - Influência do avanço na temperatura de corte da interface cavaco/ferramenta no torneamento dos aços inoxidáveis austeníticos 304 e 304 M para $V_c = 40.75$ e $a_p = 0.25\text{mm}$. 75
- 4.22 - Influência da profundidade de corte na temperatura da interface cavaco/ferramenta no torneamento dos aços inoxidáveis austeníticos 304 e 304 M para $V_c = 20.39$ e $f = 0.103$ mm/rev. 76

LISTA DE SÍMBOLOS

- R_c - Grau de recalque
- h' - Espessura do cavaco [mm]
- h - Espessura de corte [mm]
- V_c - Velocidade de corte [m/min]
- V_{cav} - Velocidade de saída do cavaco [m/min]
- ϕ - Ângulo de cisalhamento [graus]
- γ_o - Ângulo de saída [graus]
- α_o - Ângulo de folga [graus]
- β_o - Ângulo de cunha [graus]
- A_r - Área de contato real [mm²]
- A - Área de contato aparente [mm²]
- N - Força normal [N]
- F - Força tangencial [N]
- σ_{cav} - Tensão normal média atuante na superfície da ferramenta [N/mm²]
- K - Constante
- VB - Desgaste de flanco médio [mm]
- $VB_{m\acute{a}x}$ - Desgaste de flanco máximo [mm]
- KT - Desgaste de cratera [mm]
- VN - Desgaste de entalhe [mm]
- f - Avanço [mm/rev]
- ap - Profundidade de corte [mm]
- T - Vida da ferramenta de corte [min]

- T - Temperatura ($^{\circ}\text{C}$)
- N_c - Potência de corte [kW]
- N_f - Potência de avanço [kW]
- F_c - Força de corte [N]
- F_f - Força de avanço [N]
- F_n - Força normal de corte [N]
- F_{NZ} - Força de compressão no plano de cisalhamento primário [N]
- F_u - Força resultante [N]
- R_a - Rugosidade superficial média [μm]
- $R_{\text{máx}}$ - Rugosidade superficial máxima [μm]
- χ_r - Ângulo de posição [graus]
- r - Raio de ponta [mm]
- ϵ_r - Ângulo de ponta [graus]
- λ_s - Ângulo de inclinação [graus]
- μ - Coeficiente de atrito
- σ - Tensão normal [N/mm^2]
- τ - Tensão de cisalhamento [N/mm^2]
- ddp - Diferença de potencial (mV)

1 - INTRODUÇÃO

Entre os materiais utilizados na indústria mecânica em geral, existem aqueles em que a usinagem não é um problema maior, são os chamados materiais de fácil usinagem. No entanto existem também materiais de difícil usinagem. Os aços inoxidáveis austeníticos podem se encaixar entre os materiais de difícil corte. Entretanto, devido as suas características peculiares, como é o fato de ser inoxidável como o próprio nome sugere, é um material de grande emprego em equipamentos de processo. Entre os locais de aplicação, destacam-se as indústrias onde a temperatura elevada seja uma constante e aquelas em que o meio é corrosivo ou com exigência de não-contaminação.

Devido às características não satisfatórias de usinabilidade do aço inoxidável austenítico, é de grande interesse da indústria, materiais que possam ser usinados mais facilmente mantendo as demais propriedades (ou propriedades mais importantes).

Um dos procedimentos mais usados e recomendados pelos fabricantes de aços para melhorar a usinabilidade dos materiais é adicionar ou aumentar os teores de elementos de “livre corte”. Com o intuito de obter um aumento na usinabilidade do aço inoxidável austenítico ABNT 304, modificou-se a composição química e o processamento. Com isso, criou-se um aço inoxidável austenítico 304 com variações em sua composição química que aqui será chamado aço inoxidável austenítico 304 modificado ou simplesmente 304M.

O objetivo deste trabalho é verificar através dos testes realizados (vida, potência de corte, temperatura de corte, rugosidade e coleta de cavacos) possíveis melhorias na usinabilidade do material.

No capítulo 2, faz-se uma revisão bibliográfica referente a teoria dos principais pontos como aços inoxidáveis austeníticos, temperatura de corte, classes e formas dos cavacos, rugosidade superficial, potência de corte e demais pontos envolvidos.

No capítulo 3 é apresentada toda a metodologia e equipamentos utilizados durante todos os testes realizados.

O capítulo 4 apresenta os resultados experimentais obtidos através dos testes descritos no capítulo 3 com uma análise superficial. No capítulo 5 são realizadas a análise e discussão dos mesmos.

E finalmente, no capítulo 6, são apresentadas as principais conclusões obtidas deste trabalho, seguido de sugestões para trabalhos futuros.

2 - REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

2.1 - Aços inoxidáveis

Os aços inoxidáveis são de grande importância para a indústria devido suas características peculiares na qual se destaca o fato de serem resistentes à oxidação. Esta característica é conseguida devido a presença do cromo como elemento de liga que cria uma película passivadora de óxido e hidróxido de cromo, que é resistente e uniforme, tem excelente aderência e plasticidade, baixa porosidade e volatilidade além, de solubilidade praticamente nula. O grau de inoxidabilidade do aço depende da estabilidade desta película, que tem uma espessura média de 0,02 μm (Telles, 1989). Os aços inoxidáveis estão divididos em três grandes grupos:

- Aços inoxidáveis austeníticos, que possuem liga básica Fe-Cr-Ni e não são temperáveis.
- Aços inoxidáveis ferríticos são basicamente ligas Fe-Cr e da mesma forma que os austeníticos, não são temperáveis
- Aços inoxidáveis martensíticos que como o aço inoxidável ferrítico possui em sua liga básica Fe-Cr mas diferencia-se dos dois anteriores pelo fato de serem temperáveis.

Devido a proposta do trabalho, será tratado com mais detalhes apenas o aço inoxidável austenítico.

2.1.1 - Aço inoxidável austenítico

De acordo com Metals Handbook (1989) o aço inoxidável austenítico possui estrutura cúbica de face centrada e normalmente é não magnético quando no estado recozido. As ligas

podem ser divididas em duas categorias, as ligas “standard”, contendo níquel para manter a estrutura austenítica na temperatura ambiente e também, as ligas contendo uma quantidade substancial de manganês, usualmente com maiores níveis de nitrogênio e em muitos casos níquel. O aspecto comum dos aços inoxidáveis austeníticos é a presença de teor de cromo por volta de 11%, o que lhes confere uma excelente resistência à corrosão e oxidação que é a principal característica deste material.

A usinabilidade dos aços inoxidáveis austeníticos depende da escolha da liga (Metals Handbook, 1989), mas geralmente eles são considerados mais difíceis de usinar que outros materiais como alumínio e aços baixo carbono, opinião também compartilhada por Trent (1991). Alguns dos fatores que dificultam a sua usinagem são:

- Elevada tensão de escoamento;
- Elevada distância entre os valores de limite de escoamento e de resistência a tração;
- Elevada ductilidade;
- Elevada encruabilidade;
- Baixa condutividade térmica.

As Figuras 2.1 e 2.2 ilustram respectivamente os valores de resistência a tração e condutibilidade térmica para os aços inoxidáveis austeníticos em comparação com o aço inoxidável ferrítico e o aço comum ao carbono (0,45% C). Nota-se a maior resistência do aço inoxidável austenítico e sua menor condutividade térmica em relação aos outros dois aços. Essas características, favorecem a formação de cavacos longos, extensa zona de aderência e APC podendo resultar com isso em diminuição da vida da ferramenta e acabamento superficial inferior.

Um dos principais problemas encontrados ao usinar um aço inoxidável austenítico, mais especificamente em operações de fresamento, é a grande tendência de aderência dos

cavacos na superfície de saída da ferramenta. Quando a ferramenta reentra na peça o cavaco pode ser forçado a perder esta adesão, podendo arrancar fragmentos da ferramenta.

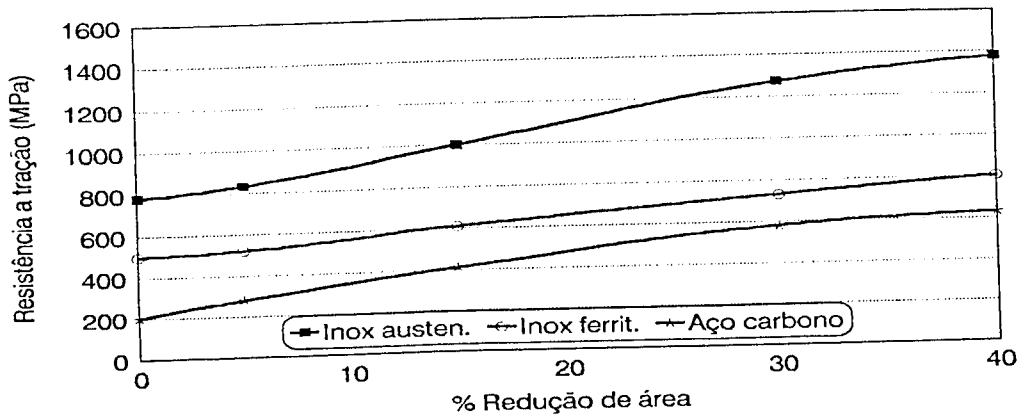


Figura 2.1 - Comparação de valores de resistência a tração entre aço inoxidável austenítico, inoxidável ferrítico e aço carbono, (Metals Handbook, 1989).

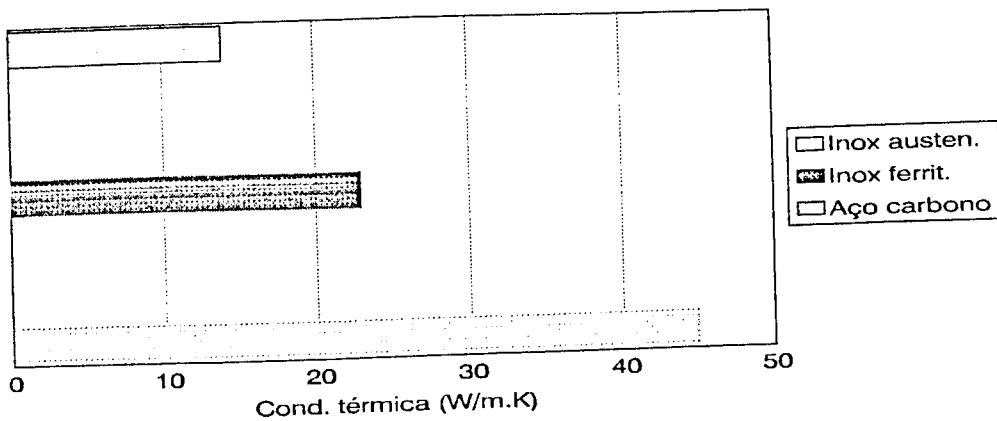


Figura 2.2 - Comparação de valores de condutividade térmica entre aço inoxidável austenítico, inoxidável ferrítico e aço carbono, (Metals Handbook, 1989).

Trent (1991) é uma boa fonte de consulta sobre as características de usinabilidade dos aços inoxidáveis austeníticos. Um resumo das principais observações desta referência é apresentado a seguir. Devido ao fato dos aços inoxidáveis austeníticos serem altamente encruáveis, deve-se evitar o uso de ferramentas desgastadas e pequenos avanços a fim de

minimizar os problemas conseqüentes. Quanto às forças de corte, estas não apresentam grandes diferenças em comparação aquelas observadas no corte de aço médio carbono normalizado. A temperatura de corte na usinagem do aço inoxidável austenítico é maior que na usinagem de aços com médio teor de carbono. Já a distribuição de temperatura, é similar a de outros aços, com a temperatura máxima da interface afastada da aresta de corte. Apesar do teor de carbono no aço inoxidável austenítico ser muito pequeno, geralmente menor que 0.08%, a temperatura de corte é elevada devido ao endurecimento proporcionado pelo níquel e cromo. Boehs et al (1995) sugerem de maneira mais genérica que quanto maior a quantidade destes elementos nas ligas, mais difícil é a usinagem. O molibidênio é outro componente que proporciona ao aço alta resistência em elevadas temperaturas, necessitando desta forma maior energia no corte e com isso elevando a temperatura da ferramenta. A aresta postiça de corte se forma em velocidades de corte menores que nos aços comuns ao carbono e com geometria mais alongada. A craterização em ferramentas de aço-rápido ocorre em regiões de alta temperatura na superfície de saída por difusão e cisalhamento superficial. A cratera se forma por difusão em temperaturas superiores a 700 °C e por cisalhamento superficial em temperaturas superiores a 800 °C. Este último mecanismo ocorre em velocidades de corte inferiores às que ocorrem quando usinando aços comuns ao carbono. A taxa de remoção de material é limitada pelo aumento de temperatura; quando usinando com aço-rápido, com avanço de 0.25 mm/volta a velocidade de corte geralmente é menor que 23 a 30 m/min. Para o metal duro, as condições de desgaste e avaria das ferramentas bem como aresta postiça de corte, são mostradas na Figura 2.3. Quanto ao desgaste de flanco, este ocorre geralmente por difusão, tanto no aço-rápido quanto no metal duro.

Em geral os aços inoxidáveis austeníticos devem ser usinados com metal duro classe P e M (Sandvik Coromant, 1991), porém existem evidências que a taxa de craterização diminui

logo após os primeiros minutos de corte quando usando metal duro classe K, possivelmente devido à formação de uma fase intermediária na interface (Trent, 1991).

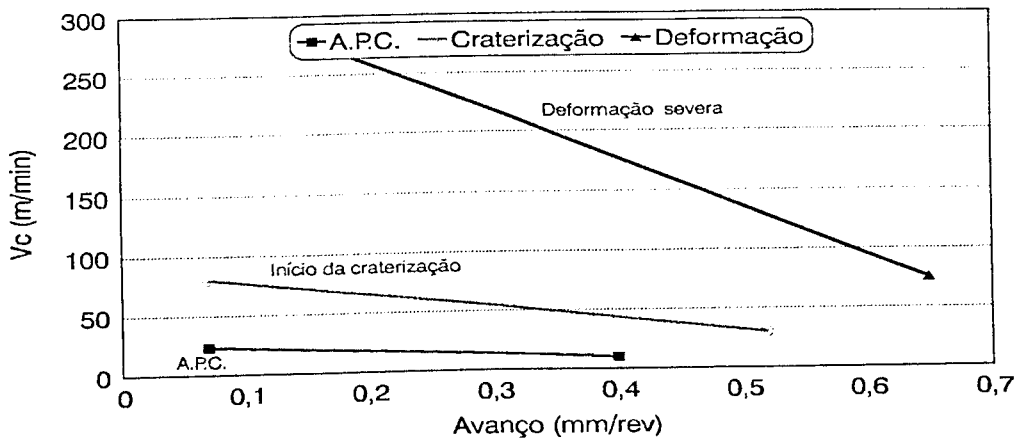


Figura 2.3 - Condições de desgaste e avarias das ferramentas de metal duro para usinagem do aço inoxidável austenítico, Trent (1991).

2.1.2 - Influência dos elementos de liga

Para melhorar a usinabilidade dos aços inoxidáveis austeníticos, um dos processos utilizados é a adição de enxofre, que leva à obtenção de aço inoxidável austenítico de corte fácil entretanto, os sulfetos diminuem a resistência à corrosão (Trent, 1991). A adição de selênio é tida como menos prejudicial a resistência à corrosão, além de melhorar o acabamento superficial, porém encarece o produto final (Metals Handbook, 1989). Segundo Chiaverini (1988), o enxofre juntamente com o manganês forma o sulfeto de manganês e com o ferro o sulfeto de ferro. O sulfeto de manganês favorece a usinabilidade porque promove a formação de cavacos quebradiços além de atuar como lubrificante sólido impedindo a adesão dos cavacos, (Metals Handbook, 1989). A máquina ferramenta é menos solicitada, o aparecimento

da APC é minimizado melhorando assim o acabamento da peça, além de permitir um aumento na velocidade de corte. No entanto, de acordo com o Metals Handbook (1989), a influência do enxofre e do selênio em aços com maiores teores de carbono é menor que quando adicionado em aços com menores teores porque em ligas com elevado carbono as partículas de carboneto abrasivo causam rápido desgaste na ferramenta, diminuindo os efeitos proporcionados pelo enxofre e selênio. Por sua vez, o hidrogênio contribui para a usinabilidade fragilizando o material e produzindo cavacos mais quebradiços. Já o cromo, é altamente prejudicial do ponto de vista da usinabilidade devido ao fato de produzir carboneto de cromo de grande poder abrasivo.

O silício modifica a forma das inclusões do sulfeto de manganês o que facilita a usinabilidade pois deixa as inclusões menos alongadas e mais grossas. Em alguns aços de baixo carbono, pode-se adicionar maiores teores de fósforo. Este elemento, dissolve-se na ferrita cuja dureza e resistência ficam aumentadas, o que melhora a usinabilidade pois promove a ruptura dos cavacos. Entretanto, o seu teor não deve ultrapassar 0,12 % pois do contrário os seus efeitos negativos poderiam prevalecer como por exemplo um excessivo aumento na resistência do material prejudicando desta forma a usinabilidade. O chumbo melhora o acabamento e melhora a usinabilidade pois funciona como lubrificante e fragilizante dos cavacos (Chiaverini, 1988).

Segundo Metals Handbook (1989), o titânio quando adicionado aos aços inoxidáveis austeníticos provoca a aceleração no desgaste de flanco das ferramentas de metal duro pois eleva o limite de resistência do material formando precipitado de carboneto de titânio. O tungstênio segundo Agarwal et al (1995), tem efeito similar ao titânio, aumentando o limite de resistência do material devido a formação de carboneto de tungstênio. O nitrogênio é outro material que pode ser usado para promover o aumento do limite de resistência em estruturas

Cr-Ni, prejudicando a usinabilidade. A Figura 2.4 ilustra os efeitos do carbono juntamente com o nitrogênio na usinagem do aço inoxidável austenítico 18Cr-9Ni-3Mn.

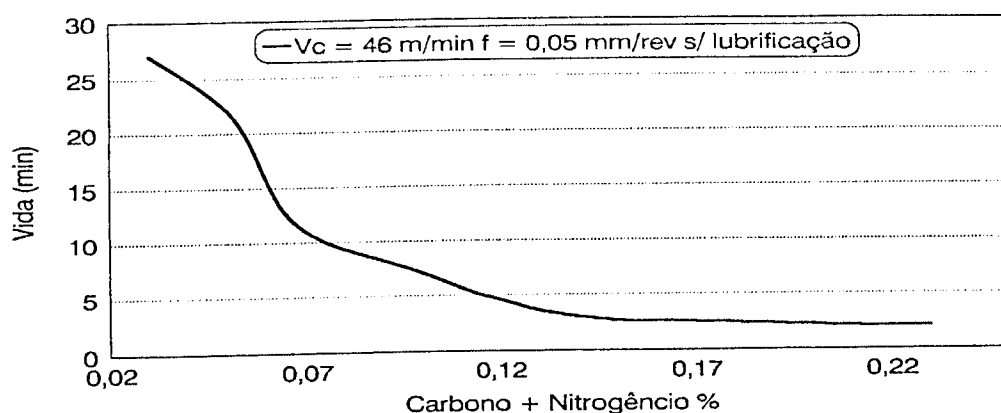


Figura 2.4 - Efeito do carbono juntamente com nitrogênio na usinabilidade do aço 18Cr-9Ni-3Mn (Metals Handbook 1989).

Segundo Chiaverini (1988) e Trent (1991), os elementos de “corte fácil” melhoram a usinabilidade pois aderem na superfície de saída da ferramenta, formando um filme com resistência ao cisalhamento menor que a resistência do material, diminuindo a força, a geração de calor e o desgaste de ferramenta. A melhora do controle do cavaco se dá pela fragilização conferida ao material no plano de cisalhamento primário, permitindo a sua quebra neste ponto.

2.1.3 - Composição dos aços inoxidáveis austeníticos

As composições dos aços inoxidáveis austeníticos são muito variadas devido ao grande número de materiais existentes no mercado e as aplicações a que são destinados. A composição do aço inoxidável austenítico 304 segundo a classificação AISI é dada na tabela 2.1, (Metals Handbook, 1989):

Tabela 2.1 - Composição química do aço inoxidável austenítico 304, (Metals Handbook, 1989).

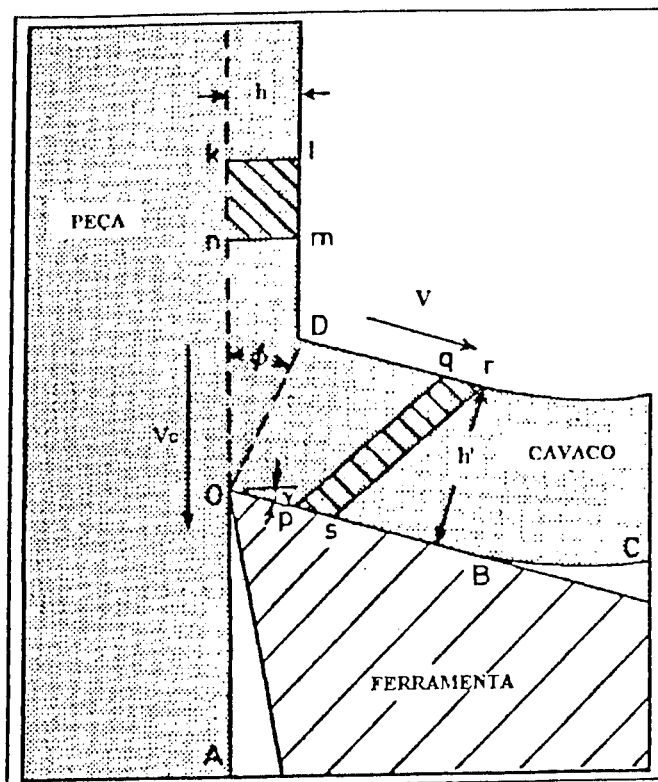
elemento	C	Mn	Si	P	S	Cr	Ni
%	0.08	2.00	1.00	0.45	0.30	18-20	8-10.5

Segundo a mesma referência, outros elementos como nitrogênio, tungstênio e molibidênio podem ser adicionados sem que haja modificação na classificação do aço.

2.2 - Formação do cavaco

Devido a rapidez com que o processo de formação do cavaco ocorre e a dificuldade de se visualizá-lo, este não é um processo óbvio. Segundo Trent (1991) este mecanismo pode ser explicado através da Figura 2.5, considerando o volume de metal "klmn" se movendo na direção da cunha cortante.

Quando a ação da ferramenta começa a recalcar o volume de material "klmn", este começa a sofrer deformação elástica. A deformação elástica continua ocorrendo até que o prosseguimento do processo faz com que ultrapasse o limite de escoamento do material e este, à partir daí, passe a se deformar plasticamente. Estas deformações vão continuando até que as tensões não são mais suficientes para manter este regime. Desta forma, fica definida a zona de cisalhamento primária que na Figura 2.5 é simplificada através da linha "OD" e é mostrada na Figura 2.6. O avanço da ferramenta, faz com que as tensões ultrapassem o limite de resistência do material, dentro da zona de cisalhamento primária, fazendo com que se inicie a ruptura, abrindo-se uma trinca no ponto "O" e que de acordo com as condições de corte, material da peça, e demais variáveis de corte, pode se estender até o ponto "D".



onde:

V_c = Velocidade de corte

V = Velocidade do cavaco

h = espessura de corte

h' = espessura do cavaco

ϕ = Ângulo de cisalhamento

Figura 2.5 - Esquema do mecanismo de formação do cavaco, (Trent, 1991)

Após o volume de material passar pela região de cisalhamento primária, ele se deforma plasticamente para um volume de material “pqr” da Figura 2.5, se movimentando sobre a superfície de saída da ferramenta, definindo desta forma a zona de cisalhamento secundária representada na Figura 2.5 pelo segmento “OB”. A Figura 2.6 mostra a zona de cisalhamento primário e secundário.

A partir do diagrama da Figura 2.5, pode-se tirar o valor do grau de recalque R_c , que representa o percentual de deformação sofrido pelo cavaco no plano de cisalhamento primário, e pode ser definido pela fórmula à seguir.

$$R_c = h' / h = V_c / V_{cav} \quad (2.1)$$

De acordo com Ferraresi (1977), o ângulo de cisalhamento ϕ mostrado na Figura 2.5 pode ser determinado diretamente pela medição da espessura do cavaco, h' , através da seguinte expressão:

$$\text{tg } \phi = \cos \gamma_n / (R_c - \text{sen } \gamma_n) \quad (2.2)$$

Onde γ_n é o ângulo de saída da ferramenta, medido no plano normal, segundo a norma ABNT NBR 6163/80.

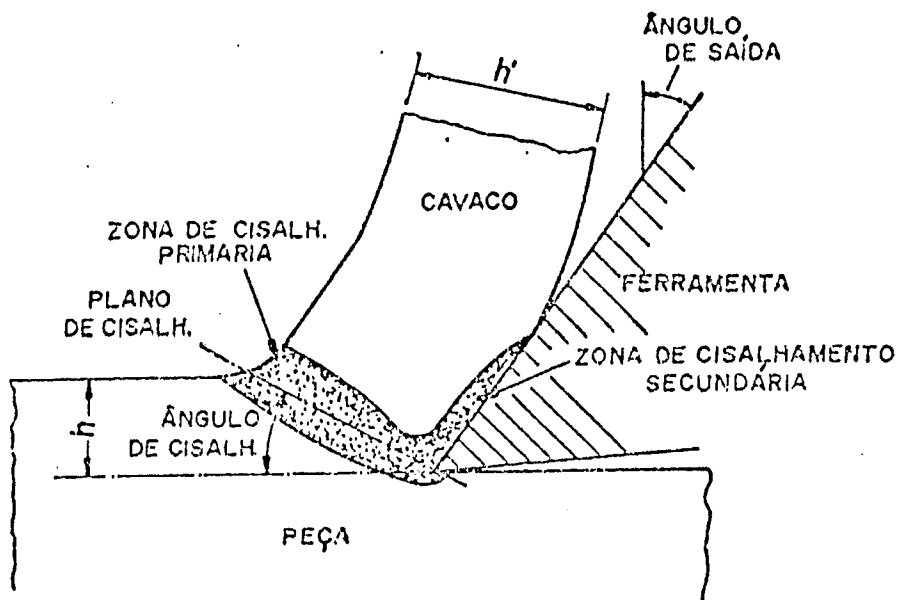


Figura 2.6 - Zona de cisalhamento primária e secundária (Trent, 1991)

2.3 - Classes e formas dos cavacos

Os cavacos formados durante a usinagem, são classificados de acordo com a classe e forma. Algumas publicações como Schwerk (1956) e Sibel (1955) classificam-os quanto a

classe em contínuos, descontínuos e de cisalhamento, classificação também adotado por Ferraresi (1977). Entretanto, numa classificação mais abrangente, os cavacos são classificados em contínuos, parcialmente contínuos, descontínuos e segmentado (Machado e Silva, 1993).

Quanto a forma, a NORMA ISO 3685 (1977), faz uma classificação que posteriormente será detalhada.

2.3.1 - Classes dos cavacos

2.3.1.1 - Cavacos contínuos

O cavaco contínuo forma-se na usinagem de materiais dúcteis como aços baixa liga, alumínio e cobre. O avanço deve ser pequeno ou médio, não devendo também haver interferência devido a vibrações externas ou à variação das condições de atrito na superfície de saída da ferramenta (Ferraresi, 1977). O metal cisalha na zona de cisalhamento primário com grande quantidade de deformações (de 2 a 5 mm/mm), permanecendo de maneira homogênea, sem se fragmentar. Apesar de não apresentar nenhuma evidência de fratura ou trinca, uma nova superfície está sendo formada na peça e isto tem que envolver fratura.

Uma explicação para este fenômeno é dada por Cook et al (1954), na qual eles sugerem que um campo de tensões de tração é formado na ponta da ferramenta como resultado da curvatura imposta pela cunha cortante, produzindo a trinca necessária para separar o material. Em seguida, o material é sujeito a um campo de compressão, impedindo a propagação da trinca. Estes campos de tensões são fortemente influenciados pelo ângulo de cisalhamento (ϕ) e pelas condições da interface cavaco-ferramenta.

Mesmo quando usinando materiais dúcteis pode-se conseguir modificações na classe dos cavacos, variando fatores que influenciam as tensões criadas durante a formação dos cavacos, como o ângulo de saída, velocidade de corte, avanço, profundidade de corte, fluido de corte, adição de elementos de livre corte (chumbo, selênio, enxofre, etc) e rigidez da máquina ferramenta. Estes fatores serão analisados em detalhes posteriormente.

2.3.1.2 - Cavacos parcialmente contínuos

Alguns autores como Ferraresi (1977), denominam esta classe de cavaco como de cisalhamento. Esta é uma classe intermediária entre o cavaco contínuo e o descontínuo. Cook et al (1954), sugere dois fatores como sendo os responsáveis pela formação do cavaco parcialmente contínuo:

- I - A energia elástica acumulada na ponta da ferramenta não é o suficiente para continuar a propagação da trinca.
- II - A presença de grande tensão de compressão no plano de cisalhamento primário, um pouco além da ponta da ferramenta, que pode suprimir a propagação da trinca.

2.3.1.3 - Cavacos Descontínuos

Ferraresi (1977) chama esta classe de cavaco de ruptura. Esta classe apresenta-se constituído de fragmentos arrancados da peça usinada. Há uma propagação completa da trinca pelo plano de cisalhamento primário. Esta classe é comum na usinagem de materiais frágeis e heterogêneos (ferro fundido e bronze por exemplo), com pouca capacidade de deformação e pouca resistência a campos de tensões de tração.

Conforme as condições de usinagem (avanço, velocidade de corte, profundidade de corte, ângulo de saída), pode-se passar do cavaco contínuo ao descontínuo, em um material semi-dutil. A zona de cisalhamento secundária tem grande influência no processo. Inicialmente, a componente de força tangencial à superfície de saída é menor do que a força necessária para promover o escorregamento do cavaco. Haverá então, o desenvolvimento de uma zona de material estática, e a separação do cavaco ocorrerá com o aumento da razão entre a força tangencial e força normal.

A Figura 2.7 mostra a influencia da profundidade de corte e do ângulo de saída na usinagem do latão em testes realizados por Palmer e Riad (1967).

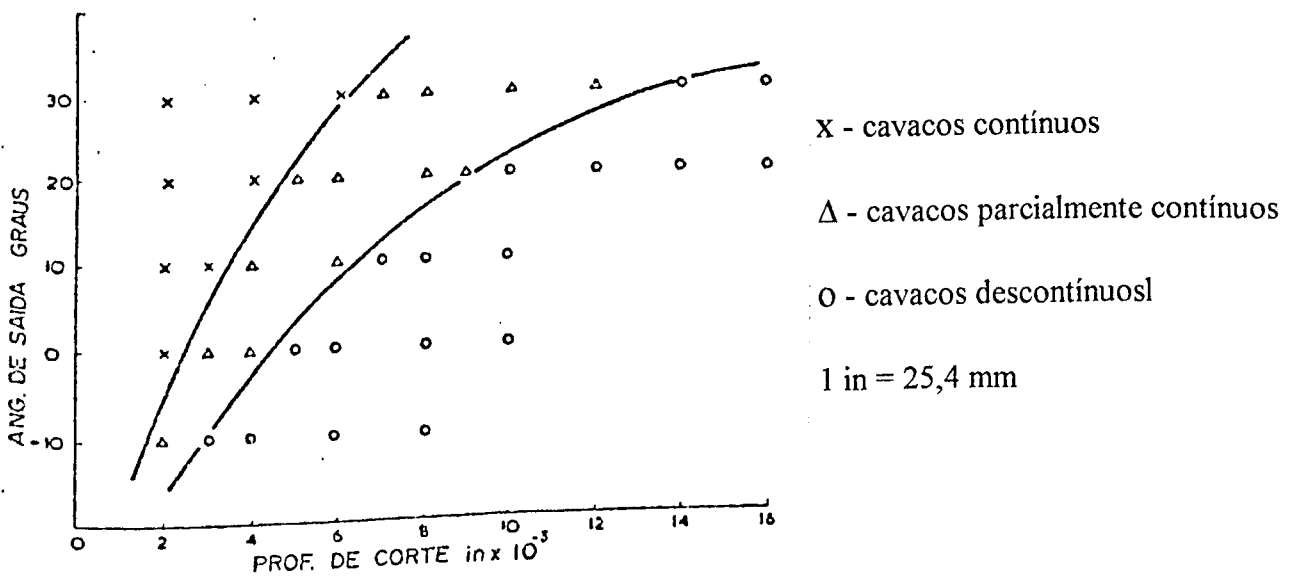


Figura 2.7 - Influência da profundidade de corte e do ângulo de saída na classe dos cavacos de latão (Palmer e Riad, 1967).

2.3.1.4 - Cavacos segmentados

A principal característica desta classe de cavacos, são as grandes deformações continuadas em estreitas bandas entre segmentos, com muito pequena ou quase nenhuma

deformação no interior destes segmentos. Este fenômeno de formação possui características bem distintas das encontradas em outras classes de cavacos. Vários pesquisadores estudaram a formação deste cavaco. Recht (1964) denominou o processo como “cisalhamento termoplástico catastrófico” e Le Maire (1972), como “cisalhamento adiabático”. Estes pesquisadores chegaram a conclusão que em materiais com pobres propriedades térmicas como titânio e suas ligas, durante a formação do cavaco onde há encruamento, o material deveria sofrer um aumento de resistência mas, devido as pobres propriedades térmicas citadas anteriormente, é superado em algumas regiões pela diminuição da resistência devido ao aumento localizado da temperatura. As deformações continuam na mesma faixa de material, ao invés de se mudarem para novo plano de material adjacente, como ocorre na formação dos cavacos contínuos, e com o prosseguimento da deformação ocorre uma rotação no plano de cisalhamento, que começa a se afastar da ponta da ferramenta e se movimenta por sobre a superfície de saída. Esta rotação vai prosseguindo, até que o aumento da força, exceda a força necessária para deformar plasticamente uma porção de material mais frio, em outro plano mais favorável. A Figura 2.8 ilustra a classe de cavaco segmentado.

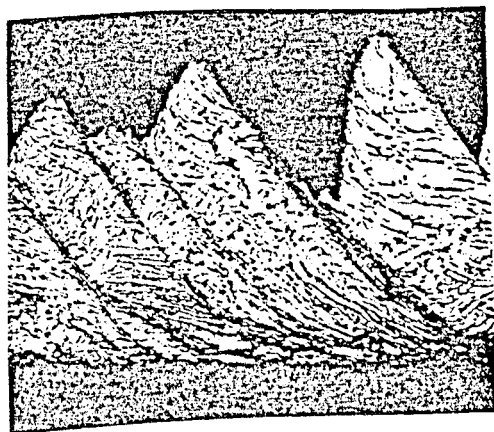


Figura 2.8 - Cavaco segmentado obtido na usinagem do titânio com $V_c = 53\text{m/min}$. (Shaw, 1984).

2.3.2 - Formas dos cavacos

A classificação das formas dos cavacos é detalhada na Figura 2.9 de acordo com a norma ISO 3685 (1977). Alguns autores como Vieregge (1959) classificam em apenas quatro forma como segue:

- cavaco em fita;
- cavaco helicoidal;
- cavaco espiral;
- cavaco em lascas e pedaços.










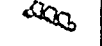







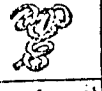
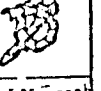
1. Cavaco em fita	2. Cavaco tubular	3. Cavaco espiral	4. Cavaco helic. tipo arruela	5. Cavaco helic. conico	6. Cavaco em arco	7. Cavaco simples	8. Cavaco tipo agulha
							
1.1 Longo	2.1 Longo	3.1 Plano	4.1 Longo	5.1 Longo	6.1 Conect.		
							
1.2 Curto	2.2 Curto	3.2 Conico	4.2 Curto	5.2 Curto	6.2 Solto		
							
1.3[aranh	2.3[aranh		4.3[aranh	5.3[aranh			

Figura 2.9 - Classificação dos cavacos, ISO 3685 (1977)

Certas formas de cavaco dificultam a operação de usinagem, prejudicam o acabamento superficial da peça, desgastam mais ou menos a ferramenta e representam um risco para o operador. Um exemplo é o cavaco em forma de fita que é totalmente indesejável. A forma dos cavacos são dependentes principalmente, do material da peça, da classe, das condições de corte e geometria da ferramenta (ângulo de saída, quebra cavaco). De acordo com Machado e

Silva (1993), de maneira geral um aumento na velocidade de corte, uma redução no avanço ou um aumento no ângulo de saída tende a mover a forma do cavaco para a esquerda da Figura 2.9. E ainda segundo os mesmos autores, o avanço é o parâmetro que mais influencia a forma. A Figura 2.10 ilustra os efeitos do avanço e profundidade de corte na forma dos cavacos (Smith, 1989).

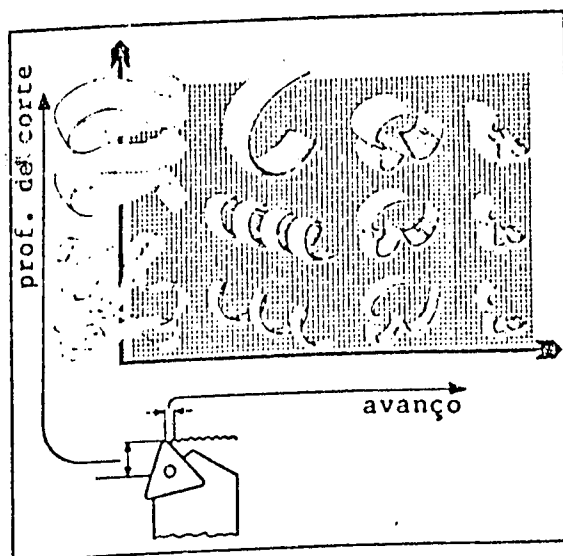


Figura 2.10 - Efeito do avanço e profundidade de corte na forma dos cavacos (Smith, 1989).

2.4 - Interface cavaco-ferramenta

Um dos principais problemas em usinagem é saber o que realmente ocorre na região da interface cavaco-ferramenta, pois nesta região, devido a natureza do processo, não é possível a sua visualização. As condições da interface são de suma importância para entender o processo de usinagem e dentre as teorias existentes, a proposta por Trent (1991) é uma das mais aceitas. Esta propõe que existe uma zona de aderência e outra de escorregamento entre o cavaco e a ferramenta, que são mostradas na Figura 2.11. O segmento AB representa a zona de aderência e o segmento BC, a zona de escorregamento. Estas regiões foram evidenciadas principalmente

através da técnica de estudos com dispositivo “quick-stop” que consiste na interrupção brusca do corte para posterior análise. Sob determinadas condições, a zona de aderência pode ser suprimida, prevalecendo somente a zona de escorregamento. Entretanto, não existe somente as condições de interface citadas acima pode ocorrer também a presença da aresta postiça de corte, APC que aparece em baixas condições de corte (velocidade e avanço). Com o fato de poder ocorrer na interface cavaco-ferramenta diferentes condições, torna-se necessário o estudo mais detalhado do atrito em usinagem.

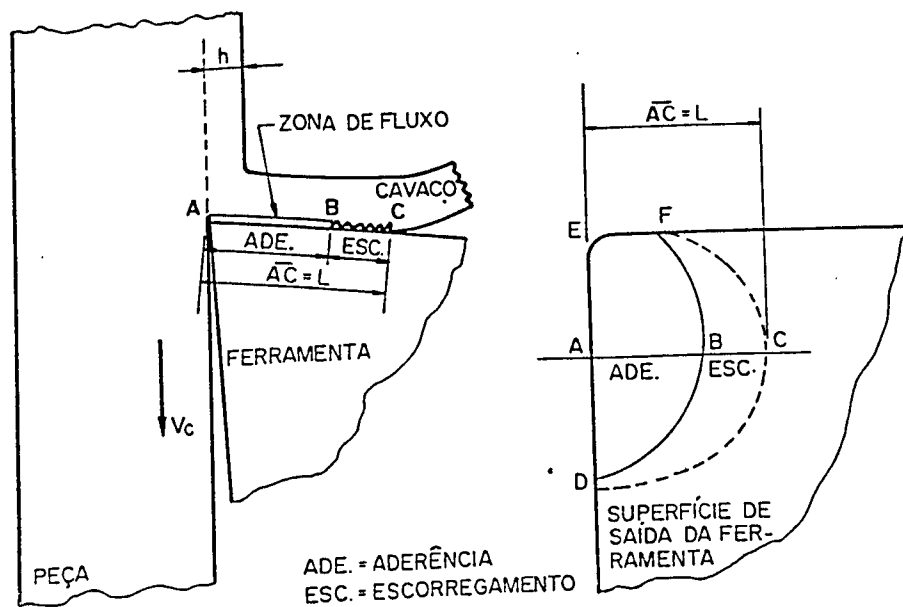


Figura 2.11 - Zona de aderência e escorregamento (Trent, 1991).

2.4.1 - Atrito

O contato entre duas superfícies em usinagem pode ter diferenças de acordo com a região que está sendo analisada na interface cavaco-ferramenta. Se duas superfícies são

colocadas em contato e estas possuem um leve carregamento, somente os picos estarão em contato e a área de contato real (A_r) vai ser muito menor que a área de contato aparente (A), como mostra a Figura 2.12.

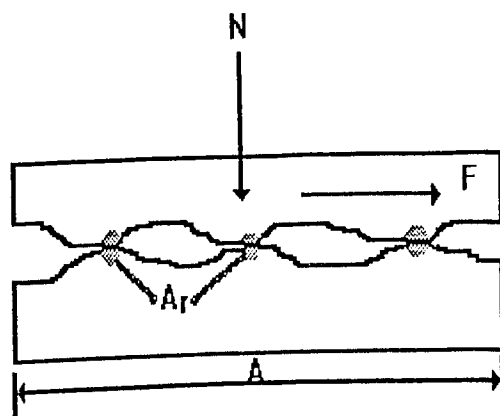


Figura 2.12 - Área de contato real e aparente de uma superfície levemente carregada (Shaw, 1984).

Se for aplicada uma carga normal, os pontos de contatos são deformados plasticamente, e a área de contato real (A_r) aumenta até ser capaz de suportar esta carga aplicada. De acordo com Shaw et al (1960) existem três diferentes regimes de atrito sólido.

Regime I: Neste, $A_r \lll A$ e vale a lei de Amonton onde, $\mu = \tau / \sigma = \text{constante}$.

Regime II: Este é o regime de transição entre I e III.

Regime III: Neste, $A_r = A$, não existe superfície livre e τ é independente de σ .

Apesar da teoria exposta acima ser a mais aceita, Wallace e Boothroyd (1964) propõe a transição brusca do regime I para o III. De acordo com Zorev (1963), os regimes I e III acontecem simultaneamente em pontos distintos ao longo do comprimento de contato cavaco

ferramenta. O modelo de distribuição de tensão apresentado por Zorev é mostrado Figura 2.13.

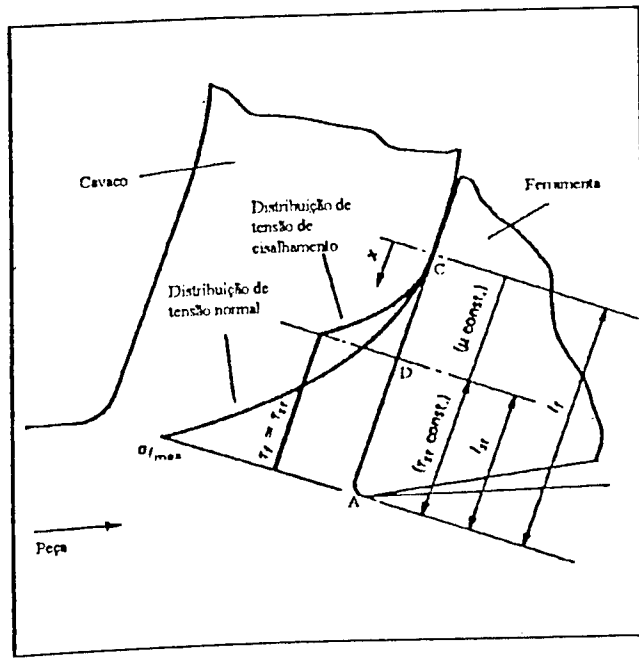


Figura 2.13 - Distribuição de tensão na saída do cavaco (Zorev, 1963).

Na região de aderência, A_r é igual a A e ocorre o regime III. Na região de escorregamento, A_r é muito menor que A e prevalece o regime I.

2.4.1.1 - Zona de aderência

Através da interrupção brusca do corte e posterior análise de micrografias da raiz do cavaco de vários materiais usinados com aço-rápido e metal duro, Trent (1963) obteve evidências da existência de uma zona de contato íntimo ao longo do comprimento da interface cavaco ferramenta. Esta região que foi denominada zona de aderência e que corresponde ao regime III da teoria proposta por Shaw (região AB da Figura 2.11), está presente devido às

elevadas tensões desenvolvidas durante o corte, próximas à ponta da ferramenta, que causam altas taxas de deformação. Também através de análise de micrografias, foi verificado que o movimento na interface ocorre por cisalhamento dentro do material do cavaco (zona de fluxo) e não necessariamente na interface cavaco-ferramenta. A aderência também pode ocorrer na superfície de folga da ferramenta, se o desgaste de flanco eliminar o ângulo efetivo de folga.

Em publicações mais recentes, Trent (1988a, 1988b e 1988c) reafirma que as condições de aderência devem ser assumidas como inevitáveis exceto para alguns materiais de corte fácil. Trent sugere que o mecanismo de deformação plástica na zona de aderência ocorre de dois modos diferentes. O primeiro através da formação de APC que ocorre em baixas velocidades de corte e avanço, com movimento de discordâncias e portanto encruamento e o segundo, com altas taxas de remoção de material, onde as deformações cisalhantes estão confinadas em estreitas bandas de cisalhamento termoplástico (zona de fluxo).

2.4.1.2 - Zona de escorregamento

A zona de escorregamento é a região representada na Figura 2.11 por BC, onde $Ar \ll A$ e localiza-se a partir do final da zona de aderência. É, de acordo com a teoria sugerida por Shaw (1984), a constatação do regime I. Nesta região, as tensões são menores que na zona de aderência e o movimento do material ocorre na interface e não na zona de fluxo.

Em ensaios realizados com ferramentas de aço, metal duro e ferramentas transparentes de safira para usinar alumínio, cobre, aço e níquel sob ampla faixa de velocidade de corte e tempo de usinagem, Wright (1981) confirmou as condições da interface cavaco-ferramenta (aderência e escorregamento) onde a condição predominante vai depender da combinação

entre os materiais da ferramenta e peça, das condições do meio, da velocidade de corte e do tempo. Pode-se entretanto, conseguir com que a região de escorregamento seja aumentada com relação a sua dimensão natural através do uso de lubrificantes, como é no caso de materiais de corte fácil, proposto por Wright (1979) em outro trabalho.

2.4.1.3 - Aresta postiça de corte (APC)

A aresta postiça de corte é um dos principais fenômenos que podem ser observados durante o corte dos materiais e devido as conseqüências da sua presença (pior acabamento), deve ser evitada. A APC surge quando se usina a baixas velocidades de corte e baixos avanços em materiais que possuam segunda fase, (Willians e Rollanson, 1970), como é o caso do o aço inoxidável austenítico. De acordo com Trent (1988), a APC se forma com uma primeira camada de material que se une a ferramenta, através de ligações atômicas. Este material é encruado aumentando assim o seu limite de escoamento, e as tensões de cisalhamento são insuficientes para quebrar estas ligações. As deformações continuam nas camadas adjacentes mais afastadas da interface até que elas são também suficientemente encruadas. Repetindo-se este processo sucessivamente, a APC é formada. A APC não vai crescer indefinidamente; quando o seu tamanho atinge um valor no qual a tensão de cisalhamento é suficiente para mudar a zona de cisalhamento primária, para dentro do corpo desta, partes de sua estrutura é cisalhada e arrastada entre a superfície da peça e a superfície de folga da ferramenta. Em análise realizada por Wallbank (1979) em microestruturas de aresta postiças de corte de várias ligas utilizando microscopia eletrônica e ótica, foram encontradas várias microtrincas na zona de

cisalhamento ao redor da APC, entres os pontos A e B da Figura 2.14. Estas microtrincas foram consideradas as responsáveis pela formação da APC.

Existe evidências de que a APC é contínua com o material da peça, ao invés de ser um corpo separado de material encruado.

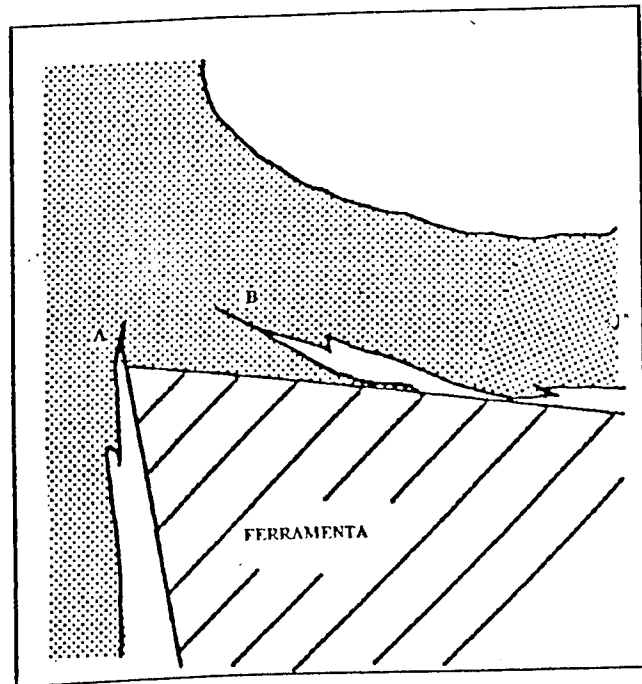


Figura 2.14 - Aresta postiça de corte (APC), representação esquemática, Trent (1991).

A APC quando no fresamento, cria um sério problema quando o material adere na superfície de saída da ferramenta, a ferramenta ao entrar novamente no ciclo ativo, o material pode estar aderido tão fortemente, podendo haver arrancamento de partículas da ferramenta de corte.

2.5 - Falhas e avarias

No corte interrompido (fresamento), as ferramentas são frequentemente rejeitadas por lascamento, trincamento ou quebras. Neste tipo de operação o desenvolvimento do desgaste uniforme, na superfície de folga ou saída, será dominante apenas se a ferramenta de corte possuir tenacidade suficiente para resistir ou choques mecânicos e térmicos inerentes a tais processos.

As temperaturas num corte interrompido flutuam ciclicamente, aumentando durante o tempo ativo da aresta de corte e diminuindo durante o tempo inativo. Estas condições no corte interrompido foram estudadas por vários pesquisadores (Chakraverti et al, 1984; Bathia et al, 1986; Palmai 1987).

A flutuação cíclica da temperatura na interface cavaco-ferramenta leva a uma modificação, também cíclica da distribuição de tensão na região de corte da ferramenta o que pode provocar a formação de trincas térmicas. Essa flutuação cíclica da tensão promoverá o aparecimento de trincas por fadiga nas ferramentas de metal duro. Essas trincas, que portanto são de origem térmica, levarão ao desenvolvimento dos sulcos desenvolvidos em forma de pente que é mostrados na Figura 2.15 (Ferraresi, 1977).

As trincas de origem mecânica podem ocorrer devido aos choques mecânicos ocorridos durante a entrada da aresta de corte na peça (The, 1977) ou durante a saída dela da peça (Pekelharing, 1984). Segundo Kabaldin (1980), os problemas de choques mecânicos na entrada podem ainda serem agravados pela tendência de adesão do cavaco na superfície de saída. Certos materiais, como os aços inoxidáveis tem tendência a adesão dos cavacos na superfície de saída da ferramenta, que permanecem ali durante todo o tempo inativo de um ciclo. Quando a aresta reentra na peça, a presença de parte do cavaco pode causar problemas como acabamento e retirada de partículas de metal duro.

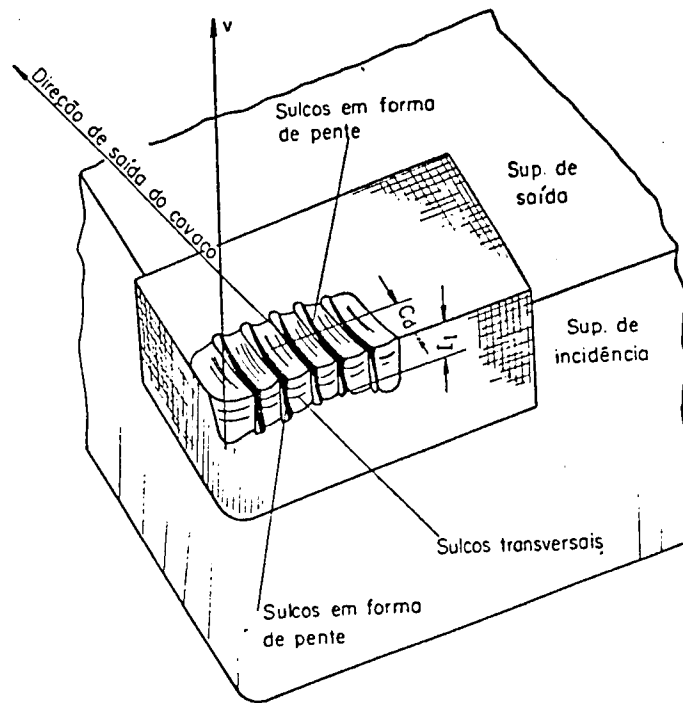


Figura 2.15 - Trincas devido a variação cíclica da temperatura de corte (Ferraresi, 1977).

Já na saída da ferramenta segundo Pekelharing (1984), pode ocorrer a “formação do pé”, chamado assim pela sua semelhança com o pé humano, que devido a rotação no plano de cisalhamento primário, tornando-o negativo.

2.6 - Mecanismos de desgaste

As formas de desgastes se desenvolvem por vários mecanismos. Trent os classificam em seis. Estes mecanismos (alguns são mais um processo de desgaste, do que propriamente um mecanismo) são definidos separadamente a seguir. Para Shaw (1984), raramente em uma situação de desgaste somente um tipo estará presente. Wallbank (1991), defende a idéia de que

os mecanismos de desgaste são em número de quatro, sendo por difusão, adesão e arrancamento, por abrasão e químico onde este, ocorre devido a interação da ferramenta com o material da peça, atmosfera ou lubrificante de corte.

2.6.1 - Desgaste abrasivo

Para Kramer (1987), este mecanismo de desgaste ocorre normalmente em velocidades baixas devido a inclusões de elevada dureza no material da peça. Um exemplo deste desgaste é observado na usinagem de aços com ferramentas de Al_2O_3 . Embora o óxido de alumínio seja extremamente estável do ponto de vista químico, ocorre o microsulcamento da superfície da ferramenta devido ao arrancamento de grãos da mesma por fadiga térmica ou mecânica. Trent (1991), possui a mesma opinião, dizendo que o desgaste abrasivo requer a presença de partículas duras (partículas de segunda fase, partículas de impureza, carbonetos, carbonitretos, etc) que são forçados contra a superfície da ferramenta durante a usinagem, ocasionando a perda de material pôr microsulcamento ou microcorte. Entretanto, a abrasão pode ser ocasionada também pôr partículas da própria ferramenta de corte. De acordo com Shaw (1984), é conveniente para o estudo do desgaste abrasivo, relacionar o desgaste com a energia específica (u), que é a energia requerida para remover uma unidade de volume do material. Esta energia é fortemente dependente da indeformabilidade do cavaco.

2.6.2 - Desgaste difusivo

Segundo Kramer (1987), difusão no estado sólido da ferramenta para o material da peça se torna o mecanismo de desgaste em velocidades suficientemente altas para gerar

elevadas temperaturas na interface. Geralmente, estas velocidades são empregadas quando usinando em condições econômicas de corte juntamente com um gradiente de velocidade que se aproxima de zero na interface cavaco-ferramenta abaixo da zona de fluxo (Shaw, 1984). Além das condições citadas, este mecanismo é extremamente dependente da solubilidade dos elementos envolvidos (Machado, 1991). Em usinagem, a velocidade relativa entre ferramenta-peça ou ferramenta-cavaco são altas e o tempo de contato entre esses materiais é muito pequeno. Isto praticamente levaria o mecanismo de difusão a ser desprezível, se não fosse a existência de uma zona de aderência (Trent, 1991). O saturamento da zona de aderência poderia funcionar como uma barreira mas, esta é uma região instável, renovando-se periodicamente, garantindo assim o fluxo difusivo. Este mecanismo pode atuar tanto na superfície de folga como na superfície de saída e a taxa de difusão irá aumentar com a temperatura na interface cavaco/ferramenta ou ferramenta/peça, ou seja, todos os fatores que contribuirão para o aumento da temperatura (como velocidade de corte, avanço), contribuirão para o aumento do desgaste difusivo. As regiões desgastadas por este processo tem a característica de serem lisas quando vistas ao microscópio.

2.6.3 - Desgaste por aderência e arrancamento

Quando se realiza corte intermitente ou quando o corte é realizado a velocidades relativamente baixas o desgaste difusivo e a deformação plástica da ferramenta não são significativos. Neste casos, o desgaste por aderência e arrastamento, também denominado de desgaste por "attrition", pode se tornar o processo dominante. Nestas condições, o fluxo de material sobre a superfície de saída da ferramenta se torna irregular. A aresta postiça de corte pode aparecer, e o contato com a ferramenta se torna menos contínuo. Sob estas condições,

fragmentos microscópicos são arrancados da superfície da ferramenta e arrastados junto ao fluxo de material adjacente à interface. Em geral, a zona de escorregamento, o corte interrompido, profundidade de corte irregular ou a falta de rigidez promovem o fluxo irregular de material e portanto, o mecanismo de desgaste por aderência e arrancamento. As áreas desgastadas por aderência e arrancamento tem aparência áspera no microscópio. Para Bathia et al (1978), ferramentas de metal duro quando submetidas ao corte interrompido, principalmente em altas velocidades, mas também em baixas velocidades com determinados avanços, falham devido a formação de trincas térmicas com posterior adesão e arrancamento de partes da ferramenta.

2.6.4 - Deformação plástica superficial por cisalhamento a altas temperaturas

Este não é propriamente um mecanismo, mas sim um processo de desgaste. Em geral ocorre na usinagem de metais com elevado ponto de fusão, utilizando em ferramentas de aço-rápido. Devido as elevadas temperaturas geradas na interface cavaco-ferramenta as tensões criadas nesta região são suficientes para causar a deformação plástica superficial, pois com o aumento de temperatura já citado, a resistência ao escoamento do material da ferramenta nesta região é reduzida, como consequência, o material é arrancado da superfície da ferramenta, formando-se assim uma cratera.

2.6.5 - Deformação plástica da aresta de corte sob altas tensões de compressão

Este também é mais um processo de desgaste que propriamente uma mecanismo. Ocorre da mesma forma, na usinagem de materiais com elevada dureza. Geralmente ocorre a

elevadas velocidades de corte e avanço onde a combinação de altas temperaturas de corte com elevadas tensões de compressão podem causar deformações plásticas nas ferramentas de metal duro e aço-rápido, podendo levar estas a falha catastrófica.

2.6.6 - Desgaste de entalhe

Tal qual os dois mecanismos citados anteriormente (deformação plástica da aresta de corte e deformação plástica superficial por cisalhamento), este não é propriamente um mecanismo de desgaste, mas sim uma forma. No entanto, não se tem uma explicação satisfatória sobre o assunto (consenso entre os pesquisadores). Este tipo de desgaste ocorre principalmente na usinagem de materiais resistentes a altas temperaturas como os aços inoxidáveis, ligas de níquel, titânio, etc. Quando ocorre na posição "D" da Figura 2.16, ele tem uma influência marcante no acabamento superficial da peça. A teoria mais aceita para a formação do desgaste de entalhe é proposta por Shaw et al (1966), reforçada em publicação mais recente por Richards e Aspinwall (1989), onde é sugerido que a formação do entalhe é resultado da ação das rebarbas produzidas nas arestas laterais do cavaco, sendo que teriam uma taxa de encruamento maior que no interior do cavaco se tornando uma região com dureza mais elevada e envolvendo um mecanismo de aderência e arrancamento. No entanto, Albrecht (1956), Solaja (1958), Leyensetter (1956) e Lambert (1962) sugerem outros fatores que podem ser os responsáveis pela formação do desgaste de entalhe alguns destes, seguem abaixo:

- Presença de uma camada de material encruado previamente na superfície do material.
- Concentração de tensão devido a gradiente de tensão na superfície de folga.
- Presença de rebarbas na aresta da superfície já usinada.
- Formação de trincas térmicas devido a elevado gradiente de temperatura na superfície de saída.

- Presença prévia de óxido abrasivo na superfície de corte.
- Fadiga do material da ferramenta devido a flutuação de força na superfície de saída acompanhada de pequeno movimento lateral da aresta do cavaco.
- Velocidade de corte superior na parte externa do diâmetro da peça.

2.7 - Formas de desgaste nas ferramentas de corte

Devido a ação de corte, durante a usinagem, a geometria da ferramenta é modificada. Se verifica um desgaste progressivo tanto na superfície de folga como na superfície de saída da ferramenta. A Figura 2.16 apresenta as principais áreas de desgaste. Nesta figura, podemos identificar três formas de desgaste:

. Desgaste de cratera (A), Desgaste de flanco (B), Desgaste de entalhe (C e D).

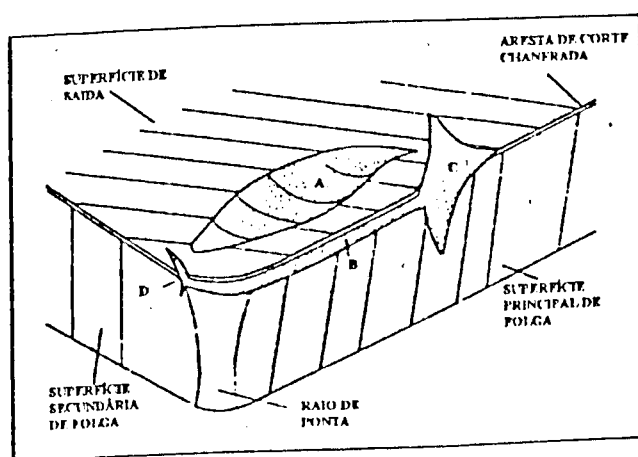


Figura 2.16 - Principais áreas de desgaste na ferramenta de corte (Dearnley, 1982).

Antes que um desses desgastes atinja grandes proporções, de maneira a colocar o processo de corte em risco, a ferramenta deverá ser reafiada ou substituída.

O tempo em que uma ferramenta de corte trabalha efetivamente antes de ser reafiada ou substituída é denominado de “vida da ferramenta de corte”, T. Um critério deve ser usado então, para determinar o fim de vida da ferramenta, de maneira a manter o processo produtivo

dentro de condições econômicas adequadas. O critério recomendado pela ISO 3685 (1977) para ferramentas de aço-rápido, metal duro e cerâmicas no torneamento são:

- . Desgaste de flanco médio, $VB = 0,3 \text{ mm}$
- . Desgaste de flanco máximo, $VB_{\text{máx}} = 0,6 \text{ mm}$
- . Profundidade da cratera, $KT = 0,06 = 0,3f$, onde f é o avanço em mm/volta
- . Falha catastrófica

Se o desgaste de entalhe for predominante, é comum usar $VN = 1,0 \text{ mm}$ como critério de fim de vida. Desta maneira, quando qualquer um dos limites for ultrapassado, recomenda-se a reafiação ou substituição da ferramenta de corte.

É importante salientar que estes valores sugeridos pela ISO 3685 (1977) são para testes de vida de ferramentas, e industrialmente esses parâmetros podem assumir valores diferentes, pois dependem de vários fatores tais como: rigidez da máquina ferramenta, precisão requerida na peça, etc, que são diferentes para diferentes empresas. Uma maneira prática muito utilizada industrialmente é permanecer usando a aresta de corte até que as peças produzidas saiam das especificações de tolerância e/ou acabamento. Entretanto, se persistir em continuar usando uma aresta de corte após um dos critérios previamente estabelecidos ter sido superado, um alto grau de risco está em jogo, pois valores excessivos de desgastes causam aumento da força de usinagem e da geração de calor, elevando a chance de promover a falha catastrófica da ferramenta. Falha catastrófica, por sua vez, deve ser evitada pois podem causar sérios prejuízos financeiros.

Sistemas modernos de usinagem, utilizam hoje em dia, o controle automático do desgaste indiretamente por monitoramento das componentes da força, temperatura de usinagem, vibrações do sistema ou diretamente por emissão acústica, Machado e Silva (1993).

2.8 - Vida da ferramenta

De acordo com Ferraresi (1977), a vida de uma ferramenta pode ser definida como sendo o tempo em que a mesma trabalha efetivamente, sem perder o corte ou até que se atinja um critério de fim de vida previamente estabelecido. O fim de vida de uma ferramenta de corte será definido pelo grau de desgaste, ou a fixação de um nível de desgaste que irá depender de inúmeros fatores, entre os quais podemos citar:

- receio da quebra do gume cortante devido ao desgaste.
- temperaturas excessivas atingidas na interface cavaco-ferramenta.
- tolerâncias dimensionais da peça não são mais possíveis de se obter.
- o acabamento superficial da peça não é mais satisfatório.
- aumento excessivo das forças de usinagem.

Através do controle destes fatores numa operação de usinagem, pode-se saber quando a ferramenta deve ser substituída ou reafiada.

Fixado um grau de fim de vida de uma ferramenta de usinagem, esta pode ser expressada de várias maneiras:

- através do tempo total de trabalho (fresamento, corte interrompido).
- percurso de corte (km).
- volume de material removido.
- número de peças produzidas.
- velocidade de corte para um determinado tempo de vida.

Ou de maneira que melhor se adaptar ao processo de usinagem utilizado.

2.8.1 - Curva de vida de uma ferramenta

As curvas de vida de uma ferramenta são aquelas que nos dão a vida da ferramenta, T (tempo efetivo, tempo total, percurso de corte, percurso de avanço, etc...) em função da velocidade de corte (V_c). Uma curva dessas fornecerá uma estimativa do tempo que uma ferramenta pode trabalhar até que se atinja o nível de desgaste estabelecido. A Figura 2.17 mostra o desgaste de flanco em função do tempo de usinagem, para a Figura 2.17, I_1 corresponde a V_B .

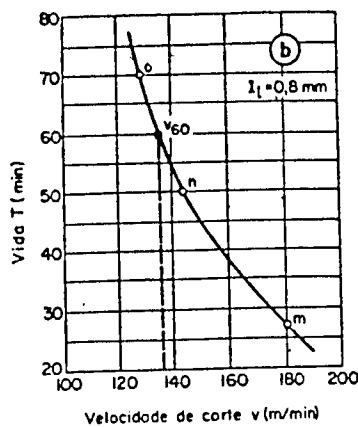


Figura 2.17 - Desgaste de flanco em função do tempo de corte, (Ferraresi, 1977).

Para se obter a curva $T \times V_c$ de uma ferramenta de corte, são necessárias curvas auxiliares que forneçam o desgaste da ferramenta em função do tempo, para várias velocidades de corte, como aquelas apresentadas na figura 2.17. A Figura 2.18 ilustra a obtenção da curva de vida da ferramenta $T \times V_c$, após adotado um critério de desgaste para as curvas da Figura 2.17.

Através das curvas de vida pode se obter a velocidade de corte V_c para uma determinada vida (por exemplo, para $T = 60 \text{ min}$ obtem-se $V_c = 135 \text{ m/min}$, de acordo com a Figura 2.18). Velocidades como estas servem como índice comparativo para medir a usinabilidade relativa de diferentes pares ferramenta-peças. Este gráfico quando representado em escala dilogarítmica, se aproxima de uma reta, tal qual mostra a Figura 2.19.

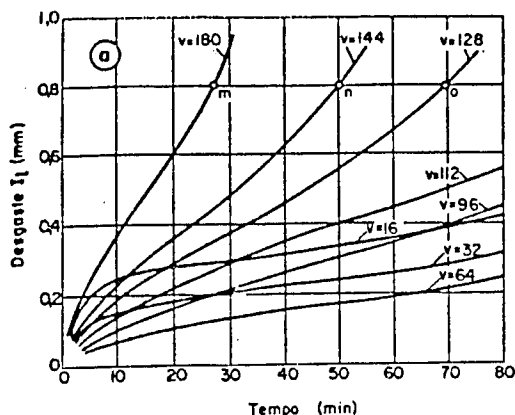


Figura 2.18 - Determinação da curva de vida da ferramenta, para o critério de fim de vida $VB = 0,8$ mm, e dados da Figura 2.17 (Ferraresi, 1977).

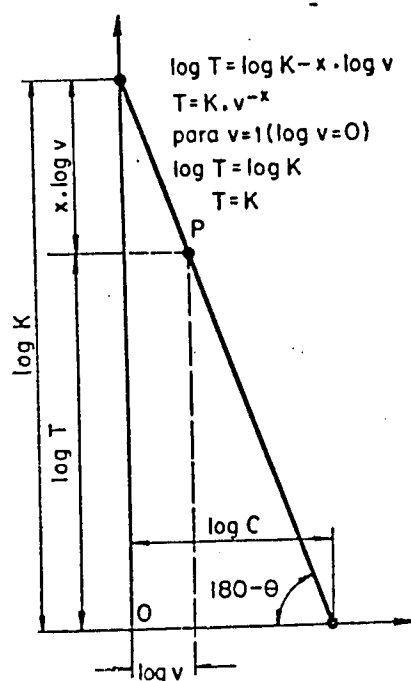


Figura 2.19 - Representação em escalas dilogarítmicas da curva de vida da ferramenta (Ferraresi, 1977).

Segundo Taylor, as curvas de vida podem ser conseguidas de modo análogo através da medição do desgaste de cratera, rugosidade superficial, etc.

Para a curva da figura 2.19 têm-se a expressão:

$$\log T = \log K - x \cdot \log v_c \quad (2.3)$$

onde:

x = coeficiente angular da reta.

K = vida da ferramenta para uma velocidade de corte de 1m/min.

A expressão (2.3) pode ser escrita da forma:

$$T = K * V_c^{-x} \quad (2.4)$$

que é conhecida como equação de Taylor (Trent, 1984) e representa o tempo de vida de uma ferramenta para determinada velocidade de corte.

As velocidades de corte obtidas pela equação de Taylor, podem ser usadas na otimização de um processo de usinagem (Boothroyd, 1981). As velocidades assim obtidas são denominadas velocidades ótimas de corte. No entanto, a equação 2.4 não é tão completa pois sabe-se que outros parâmetros de corte e não apenas V_c , irão influenciar a vida da ferramenta. Existe então, a equação expandida de Taylor que leva em consideração não só a velocidade de corte (V_c) mas também, o avanço (f), a profundidade de corte (a_p) e o desgaste de flanco (VB) onde, a equação é apresentada da seguinte forma.

$$T = K * V_c^A * f^B * a_p^C * VB^D \quad (2.5)$$

onde:

A, B, C e D - Coeficientes

K - Constante

V_c - Velocidade de corte (m/min)

f - Avanço (mm/volta/faca)

a_p - Profundidade de corte (mm)

VB - Desgaste de flanco (mm)

Na Tabela 2.2 são mostrados os principais fatores que exercem influência quanto à peça, ferramenta, fluido de corte e máquina ferramenta nos parâmetros da equação de Taylor.

Tabela 2.2 - Principais fatores de influência nos parâmetros da equação de Taylor, (Machado e Silva, 1993).

Quanto a peça	Quanto a ferramenta	Quanto ao fluido de corte	Quanto a máquina ferramenta
.composição química .tamanho do grão .fusão e processo de fundição .fabricação: - fundido - forjado - laminado - trefilado .tratamento térmico: - recozido - normalizado - tempera - outros .propriedades: - res. a tração - ductilidade - dureza - encruabilid. .dimensões .forma .microestrutura	.composição .tratamento térmico .dureza e resistência ao desgaste .tenacidade .tipo da ferramenta	.propriedades refrigerantes .propriedades lubrificantes .forma de aplicação	.tipo da máquina .rigidez .avanço .profundidade .velocidade de corte

2.9-Forças e Potência de corte

Na usinagem é de grande utilidade conhecer a potência requerida de corte, pois esta deve ser levada em considerações no projeto de máquinas ferramentas, além de serem responsáveis, junto com outros fatores, por desgastes e avarias nas ferramentas de corte. A potência de corte também pode ser tomada como um parâmetro de usinabilidade dos materiais.

Antes de comentar a respeito de potência de corte, será realizado uma explanação sobre forças de corte, já que a potência de corte é função das forças atuantes na ferramenta durante o corte dos materiais.

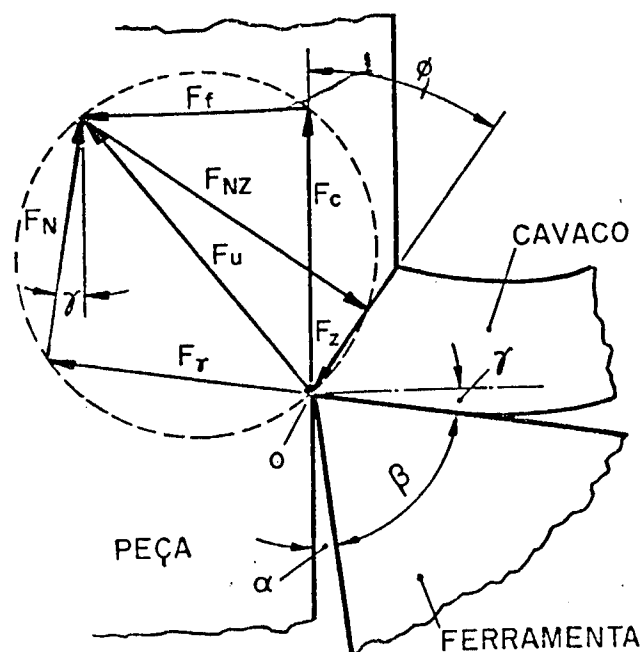
2.9.1 - Forças de corte

Existem durante o corte tridimensional dos materiais três componentes de força que atuam na ferramenta de corte. Para melhor compreensão do processo, utiliza-se o círculo de Merchant, mostrado na Figura 2.20, o qual considera o corte como sendo ortogonal (bidimensional). A força de usinagem depende do material que está sendo usinado ou seja, se este oferecer uma maior ou menor resistência ao corte, e também a facilidade de escoamento do cavaco sobre a superfície da ferramenta. De acordo com isto, segundo Trent (1991), as forças de usinagem dependem de dois fatores:

- Limite de resistência ao cisalhamento do material nos planos de cisalhamento primário e secundário (interface cavaco-ferramenta).
- Área destes dois planos

Portanto, qualquer variação de parâmetros de usinagem que venham a influir nos fatores acima, modificam as forças de corte.

De acordo com Metals Handbook (1989), com o aumento da velocidade de corte a força tende a diminuir pois o comprimento de contato é reduzido e o limite de resistência do material devido ao aumento da temperatura de corte. Com o aumento do avanço e profundidade de corte tem-se um aumento nas forças pois aumenta a região de contato cavaco-ferramenta. Além disso, variações na composição química podem vir a fazer com que o limite de resistência ao cisalhamento do material seja aumentado ou diminuído.



F_c - força de corte

F_f - força de avanço

F_z - força de cisalhamento

F_{NZ} - força normal de cisalhamento

F_y - força de atrito

F_N - força normal

α - ângulo de folga

β - ângulo de cunha

γ - ângulo de saída

ϕ - ângulo de cisalhamento

Figura 2.20 - Círculo de Merchant (Shaw, 1984).

2.9.2 - Cálculo da potência de corte

Como foi dito anteriormente, a potência é função das forças que agem durante o corte dos materiais. A potência que age durante o corte é chamada potência efetiva de corte e é dada pela soma da potência de corte (N_c) e potência de avanço (N_f) e respectivamente, pelas fórmulas a seguir:

$$N_c = F_c \cdot V_c / 60 \cdot 75 \quad (2.6)$$

$$N_f = F_f \cdot V_f / 1000 \cdot 60 \cdot 75 \quad (2.7)$$

onde:

F_c = Força de corte

V_c = velocidade de corte

F_f = Força de avanço

V_f = Velocidade de avanço

Em geral, a potência de corte é muito maior que a de avanço.

2.10 - Rugosidade

O termo rugosidade é atribuído à uma variável que pertence ao acabamento superficial e que por sua vez se enquadra dentro de integridade superficial. A rugosidade superficial é formada por irregularidades geradas pela ação da ferramenta na superfície da peça devido a combinação do corte com o avanço. A altura ou profundidade média destas irregularidades é determinada por:

$$R_a = 1 / L \int_{x=0}^{x=L} |y| dx \quad (2.8)$$

onde, L é chamado de “cut off”, que é o comprimento de amostragem pela qual será tirado a média e y é o valor da ordenada a partir da linha de centro do comprimento L. O valor da rugosidade máxima $R_{m\acute{a}x}$ é dado pela distância entre duas linhas paralelas que passam pelas extremidades do maior vale e maior pico. No fresamento frontal possível calcular teoricamente o valor de $R_{m\acute{a}x}$, que é a altura média entre os picos e os vales (Machado e Silva 1993). No fresamento, o valor de R_a em μm deve variar de 6,3 à 0,8, (Metals Handbook, 1989). A rugosidade média R_a pode variar desde 0,10 μm para super acabamento até 50 μm para superfícies geradas em operações de desbastes (Metals Handbook , 1989).

2.10.1 - Fatores que influenciam a rugosidade

A rugosidade e por sua vez o acabamento superficial de acordo com Nakayama et al (1966), são afetados por alguns fatores que podem vir a prejudicar ou melhorar o resultado final. Em geral, a rugosidade é menor quando:

- vibrações são pequenas
- ponta da ferramenta não é aguda juntamente com pequenos avanços
- ferramenta e a peça estão corretamente centradas
- material da peça é livre de defeitos
- ferramenta não possui defeitos como quebras
- usinagem sem aresta postiça de corte
- profundidade de corte pequena pois com seu aumento, aumenta-se as forças e com isso deflexões
- velocidades elevadas para prevenir o aparecimento de APC e também para diminuir vibrações.

Segundo Showckry (1982), geralmente se consegue boa rugosidade superficial combinando-se alta velocidade de corte e pequeno avanço. A Figura 2.21 mostra a influência na rugosidade superficial exercida pela velocidade de corte na usinagem com pastilha de metal duro (Shaw, 1984). Com relação a influência exercida pelo desgaste de flanco na rugosidade superficial, Ferraresi (1967), afirma que após um pequeno tempo de usinagem a rugosidade diminui e quando o desgaste de flanco está em um estágio avançado, a rugosidade tende a aumentar consideravelmente, teoria defendida também por Sudaram e Lambert (1979). Segundo estes pesquisadores isto ocorre pois após um pequeno tempo de corte as arestas de corte são de certa forma arredondadas melhorando o acabamento e nesse estágio o desgaste de flanco não é suficiente para prejudicar a rugosidade. Com o passar do tempo, o desgaste de flanco aumenta a níveis consideráveis, que passa a prejudicar a rugosidade superficial.

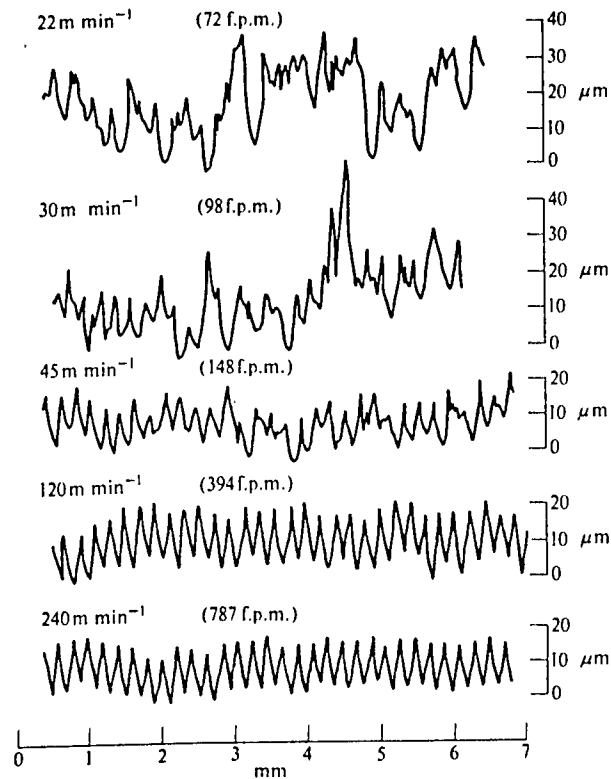


Figura 2.21 - Influência da velocidade de corte na rugosidade superficial (Shaw, 1994).

2.10.1.1 - Ferramenta

Os ângulos da ferramenta de corte exercem grande influência na rugosidade superficial.

Abaixo seguem os principais responsáveis por melhorias ou não no acabamento superficial.

- Ângulo de folga (α_o): Usa-se pequenos ângulos de folga para promover o alisamento da superfície da peça.
- Ângulo de posição (χ_r, χ_l): O efeito é fundamental no entanto, é comum usar $\chi_l = 0^\circ$ por um comprimento de 50% maior que o avanço para remover parcialmente ou totalmente as marcas de avanço.

2.11 - Temperatura de corte

Na usinagem dos materiais é de grande importância conhecer os fatores que influenciam a geração de calor no processo, e portanto a temperatura de corte, como também

as conseqüências disso tanto para a peça quanto para a ferramenta de corte. Conhecendo-se melhor os efeitos da temperatura de corte, é possível um melhor domínio do processo de usinagem.

Para Trent (1988c), o calor produzido durante a usinagem é gerado em três zonas citadas a seguir:

- i - Zona de cisalhamento primário
- ii - Zona de cisalhamento secundário
- iii - Na interface entre a peça e a superfície de folga da ferramenta

A geração de calor na terceira zona citada, só terá importância relativa, se o ângulo de folga for pequeno ou se a ferramenta atingir um desgaste de flanco significativo.

Grande parte do calor gerado durante a formação do cavaco, é dissipado pelo cavaco uma pequena parcela pela peça e outra menor pela ferramenta. No entanto esta pequena parcela de calor é responsável por um aumento significativo da temperatura da ferramenta, podendo chegar, em certos casos, a 1100 °C. Boothroyd (1981) desenvolveu uma equação para cálculo do calor gerado no plano de cisalhamento primário, que possui pouca influência no desgaste da ferramenta pois, é dissipado na sua maior parte pela peça e principalmente pelo cavaco.

O calor gerado na zona de cisalhamento secundário, é o principal responsável pelo aumento de temperatura na ferramenta. A temperatura na ferramenta não é o principal problema na usinagem de materiais macios e de baixo ponto de fusão, como o alumínio e o magnésio, mas se torna o principal fator controlador da taxa de remoção de material quando se está usinando materiais como ferros fundidos, aços, ligas de níquel, ligas de titânio, que possuem elevada dureza e ponto de fusão.

Na Figura 2.22, ilustra as máximas temperaturas na interface cavaco-ferramenta para diversos materiais. Pode-se verificar que Trent (1988a, b e c) sugere que influenciam fortemente alguns fatores metalúrgicos influenciam fortemente a temperatura, como o ponto de fusão do principal elemento de liga; elementos de liga que aumentam a resistência do material; presença de fases com baixo ponto de fusão, como sulfeto de manganês, podendo vir a reduzir a temperatura. No processo de fresamento a ferramenta passa por um período de geração de calor (tempo ativo ou de corte) e outro de dissipação de calor (tempo inativo) durante um ciclo (ou revolução). Isto promove uma variação cíclica no comportamento da temperatura, como ilustrado na Figura 2.23. Segundo Machado e Silva (1993) os principais parâmetros de corte que influenciam a temperatura de corte são por ordem decrescente (mantendo a mesma geometria de corte), a velocidade, o avanço e a profundidade de corte.

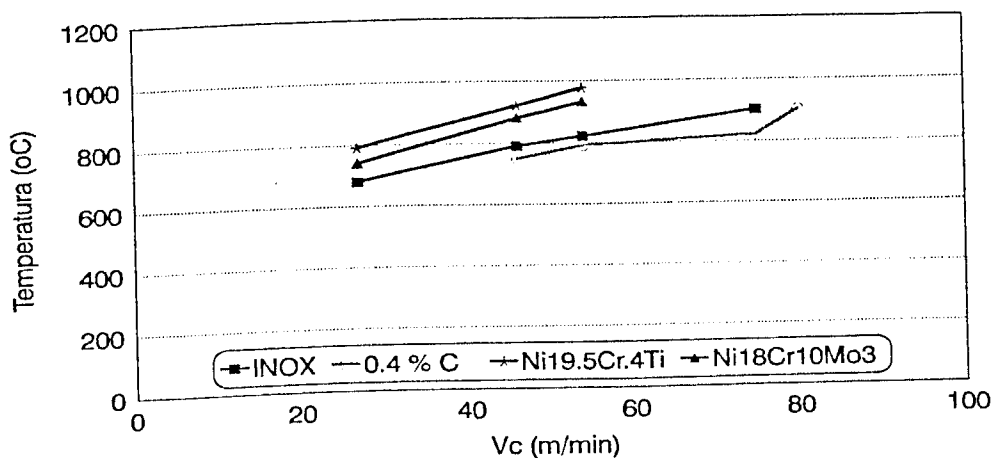


Figura 2.22 - Máxima temperatura na interface cavaco-ferramenta (Trent, 1991).

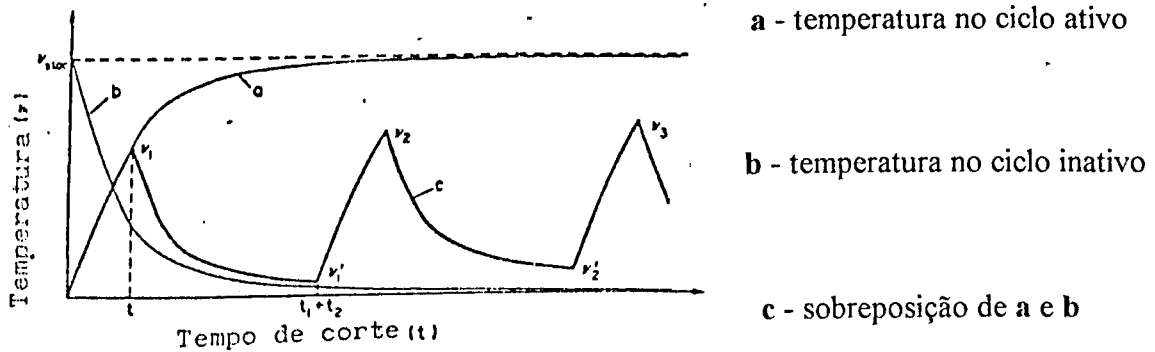


Figura 2.23 - Temperatura de corte no fresamento (Palmai, 1987).

2.11.1 - Métodos experimentais para medição da temperatura de corte

Existem vários métodos experimentais usados para medição de temperatura de corte. Alguns pesquisadores como Lin et al (1992) e Tay et al (1974), estimaram os valores de temperatura na interface cavaco-ferramenta e também a distribuição de temperatura sobre a superfície da ferramenta empregando o método dos elementos finitos. Além deste método, outros autores usaram maneiras diferentes para medir a temperatura na ferramenta como Byrne (1987) pelo método da força eletromotriz entre a ferramenta e a peça, Wright (1973) Trent (1973) pelo método da microdureza e metalografia, Shaw (1984) pelo método do termopar implantado, Boothroyd (1963) pelo método da radiação.

Levando em consideração o método de medição de temperatura através da força eletromotriz (que é o método utilizado neste trabalho), segundo Shaw (1984) existem algumas leis de circuitos termoelétricos que ajudam a viabilizar o processo, entre elas podemos citar:

- A força eletromotriz em um circuito termoelétrico depende somente da diferença de temperatura entre a junção quente e fria.

- A força eletromotriz é independente do tamanho e resistência dos condutores.
- Se a junção dos dois materiais do termopar está em uma temperatura uniforme, a força eletromotriz não é afetada por um terceiro material que por ventura seja usado com junção com os dois primeiros. Este método é relativamente prático e portanto, um dos mais utilizados em investigações científicas. Entretanto, apresenta pelo menos duas desvantagens importantes:
 - (i) - Ele mede a temperatura média na interface cavaco-ferramenta, ao invés de medir a temperatura máxima, não apresentando também, as isotérmias;
 - (ii) - Exige a calibração individual para cada par ferramenta-peça utilizado.

3 - PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL

O trabalho experimental foi realizado na Universidade Federal de Uberlândia, no Laboratório de Pesquisa em Usinagem - LPU e Laboratório de Engenharia de Materiais - LEM, sendo que os ensaios de vida (medição de $VB_{máx}$) para determinação da equação de Taylor, rugosidade (R_a), coleta de cavacos, teste de potência (N) e teste de temperatura de corte, foram realizados no LPU restando para ser realizado no LEM as análises metalográficas, medição de dureza e calibração dos pares ferramenta/peça para posterior teste de temperatura.

3.1 - Materiais utilizados

3.1.1 - Peça

A composição química dos materiais utilizados foi fornecida pelo fabricante dos mesmos, Aços Finos Piratini, e pode ser visto na Tabela 3.1. Eles são os aços inoxidáveis austeníticos ABNT 304 e ABNT 304 modificado, sendo que para efeito de simplificação, serão chamados de 304 e 304M, respectivamente. É importante salientar que ambos se encontram dentro da classificação de ABNT 304.

Tabela 3.1 - Composição dos aços inoxidáveis austeníticos 304 e 304M.

Material	C	Si	Mn	P	S	Cr	Ni
304	0,0700	0,500	1,750	0,0420	0,0210	18,8200	8,9300
304M	0,0500	0,5500	1,840	0,0420	0,0300	19,7900	10,0000
Material	Mo	W	Co	V	Ti	Al	Sn
304	0,4000	0,1700	0,1400	0,0500	0,0050	0,0100	0,0130
304M	0,2400	0,0900	0,1600	0,0500	0,0050	0,0080	0,0150
Material	Cu	Pb	Nb	Mg	Ca	N	B
304	0,2500	0,0040	0,0030	0,0060	0,0009	0,0261	0,0015
304M	0,2500	0,0030	0,0200	0,0080	0,0010	0,0426	0,0028

O processo de preparação e ataque das amostras para obtenção da metalografia dos aços inoxidáveis austeníticos 304, mostrou-se de grande dificuldade devido principalmente a encruabilidade do referido aço. Com isso, foram necessárias várias tentativas de preparação que envolveram o lixamento, polimento e ataque até se conseguir um resultado satisfatório.

O trabalho de preparação metalográfica e ataque das amostras, iniciou-se com o corte das amostras realizado com disco rotativo (discotron). A região central da barra foi utilizada no polimento para se obter o máximo de homogeneidade de granulometria. Em seguida ao corte, foi realizado o lixamento das amostras com lixas que variaram de 300 à 1000. Após o lixamento das amostras, seguiu-se com o polimento, que foi realizado utilizando-se pasta de diamante com granulação de 3 μm e 0.25 μm . Na primeira tentativa de ataque, foi utilizado reagente KALLING que possui 2g de CuCl_2 , 40ml de HCl , de 40 à 80ml de etanol 95% e 40ml de H_2O (Metals Handbook, 1988), durante 2 minutos, onde os resultados não foram satisfatórios, obrigando a realização de uma nova tentativa de ataque necessitando com isso, iniciar o processo de lixamento e polimento novamente. Na segunda tentativa, o reagente utilizado foi KALLING 2 que possui 2g CuCl_2 , 40ml de HCl , de 40 à 80ml de etanol 95% (Metals Handbook, 1988), durante 2 minutos, e novamente, não se obteve bons resultados. Com isso, cogitou-se a utilização de ataque eletrolítico, o qual não foi usado devido à composição contendo ácido perclórico que, em presença de sódio e corrente elétrica, pode, gerar um composto explosivo.

Resultados satisfatórios foram conseguidos utilizando uma mistura de ácidos, por 1,5 minutos, que possui a seguinte composição: 5 ml de glicerol, 10 ml de ácido nítrico, 10 ml de ácido acético e 15 ml de ácido clorídrico (Metal's Handbook, 1988). As Figuras 3.1 e 3.2 apresentam as micrografias das seções transversais dos dois respectivos aços, onde se observa os grãos austeníticos. Vale destacar que a granulação dos dois materiais são aproximadamente

a mesma, apenas a ampliação das fotos são diferentes e os resultados obtidos são similares aos encontrados na bibliografia consultada (Metal's Handbook, 1988). Foi realizado o recozimento das amostras a 1060°C durante 7 minutos com posterior resfriamento em água (para a manutenção da austenita e evitar a formação de carbonetos após preparação e ataque com o mesmo reagente utilizado anteriormente) para verificar se as deformações evidenciadas pela presença de maclas, observadas principalmente no aço inoxidável austenítico 304 (Figura 3.1), seriam resultado do polimento impróprio. Observou-se que nas amostras recozidas as marcas de maclas presentes no material recebido desapareceram após recozimento das amostras o que se conclui, que as marcas encontradas nas Figuras 3.1 e 3.2 não são decorrentes de polimento de forma incorreta e sim do material ao ser fabricado pois, se estas fossem decorrentes de polimento incorreto, apareceriam novamente após o polimento da amostra que passou por recozimento. Sobre os pontos negros encontrados durante o polimento e mostrados nas Figuras 3.1 e 3.2, são possíveis pontos de corrosão gerados pelos ácidos, durante o ataque químico.

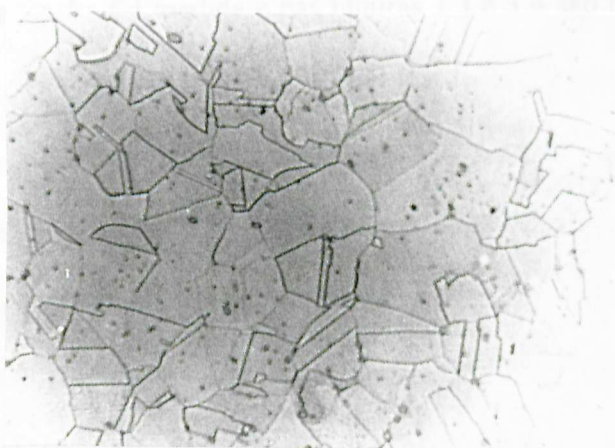


Figura 3.1 - Aço inoxidável austenítico 304, atacado por mistura de ácidos durante 1,5 minutos (x126).

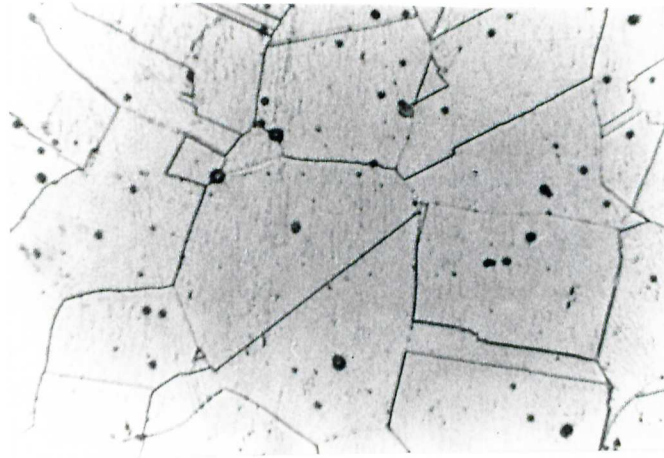


Figura 3.2 -Aço inoxidável austenítico 304M, atacado por mistura de ácidos durante 1,5 minutos (x 315).

Quanto à dureza, foram realizadas 15 medidas em diferentes regiões ao longo da seção transversal da barra, utilizando-se um medidor universal de dureza Vickers com carga de 20 kg aplicada durante 30 segundos e penetrador piramidal de base quadrada. Foi calculada a média das durezas e obteve-se para o aço inoxidável austenítico 304, 143 HV e para o aço inoxidável austenítico 304M, 192 HV.

A resistência a tração foi medida e nas Figuras 3.3 e 3.4 são mostrados os gráficos de tensão em função do deslocamento onde obteve-se para o aço inoxidável austenítico 304 um limite de escoamento de 219 MPa e limite de resistência a ruptura de 545 MPa e para o aço 304M um limite de escoamento de 229 MPa e limite de resistência a ruptura de 545 Mpa. Os valores para ambos os aços são muito próximos. No entanto, os valores de alongamento foram os que tiveram maiores diferenças, com 62% para o aço 304 e 45% para o aço 304M, para corpos de prova com 100 mm de comprimento. Notando-se desta forma que uma maior energia é necessária para a ruptura do aço inoxidável austenítico 304 em comparação ao 304M.

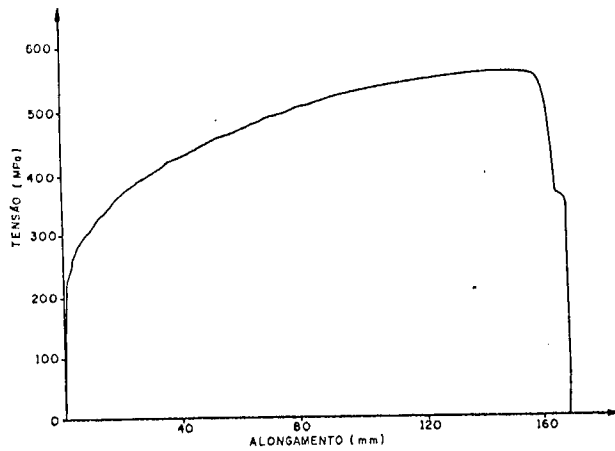


Figura 3.3 - Gráfico tensão x deformação para o aço inoxidável austenítico 304.

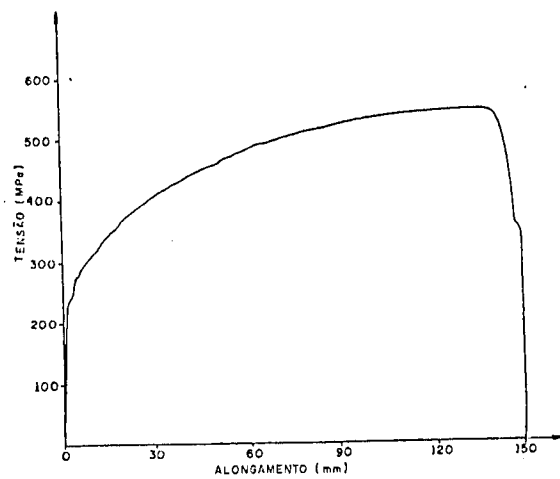


Figura 3.4 - Gráfico tensão x deformação para o aço inoxidável austenítico 304M.

Ambos os materiais foram produzidos por lingotamento, no entanto o aço inoxidável austenítico 304M sofreu lingotamento contínuo e o 304 foi fabricado de maneira convencional.

A diferença fundamental reside no fato de se conseguir com o lingotamento contínuo um material com número menor de porosidades e com menor variação estrutural.

3.1.2 - Ferramentas

As ferramentas utilizadas nos ensaios de vida foram de metal duro, triplamente revestido com TiN, TiC e TiN, classe P 45 - GC 235 da Sandvik Coromant, especificação ISO: SEMN 1204 AZ, em uma fresa frontal com seis pastilhas intercambiáveis, especificação R260.22-80-15 T-MÁX 145 também da Sandvik. O conjunto apresenta a seguinte geometria:

- ângulo de posição $\chi_r = 45^\circ$;
- ângulo de ponta $\epsilon_r = 90^\circ$;
- ângulo de inclinação $\lambda_s = 17^\circ$;
- ângulo de saída $\gamma_0 = 9^\circ$
- ângulo de folga $\alpha_0 = 20^\circ$

Os testes de temperatura foram realizados no processo de torneamento contínuo, utilizando-se como ferramentas, barras de metal duro K10 BF30 STB48E da Brassinter. Em uma afiadora universal gerou-se a seguinte geometria de cunha cortante nestas barras:

- ângulo de posição $\chi_r = 90^\circ$;
- ângulo de ponta $\epsilon_r = 75^\circ$;
- ângulo de inclinação $\lambda_s = 0^\circ$;
- ângulo de saída $\gamma_0 = 0^\circ$
- ângulo de folga $\alpha_0 = 6^\circ$

3.2 - Equipamentos utilizados

Os testes de dureza foram realizados utilizando-se um durômetro universal WOLPERT e penetrador piramidal de diamante. As micrografias, foram tiradas utilizando-se microscópio NEOPHOT 21.

Os testes de vida das ferramentas foram executados em uma Fresadora ROMI INTERACT IV CNC, potência 22 CV, onde o desgaste foi medido utilizando-se um microscópio ferramenteiro desenvolvido no LPU, exclusivamente para medir desgastes em ferramentas multicortantes com parafusos micrométricos digitais, com resolução de 0,001 mm.

A rugosidade média R_a foi medida utilizando-se um rugosímetro portátil Mitutoyo modelo Surftest 211.

Os testes de potência de corte no fresamento foram realizados através do uso de um sensor de corrente Hall Newtronic NW-SC-50 acoplado a uma placa para aquisição de dados modelo CYRDAS 1602 e um microcomputador modelo AT 386.

O torno utilizado foi um IMOR MAX II 520 - 3 HP na qual foi acoplado um equipamento para medição de temperatura pelo método termopar ferramenta peça desenvolvido pelo LPU, com aquisição de dados via computador utilizando-se a mesma placa CYRDAS 1602 e um software também desenvolvido pelo LPU. A calibração do termopar ferramenta peça foi realizada em um forno elétrico FA - IV EDG.

3.3 - Metodologia

3.3.1 - Coeficientes da Equação de Taylor

Para determinação dos coeficientes da equação de Taylor, foi utilizado um método para otimização automática de parâmetros de usinagem elaborado por Silva (1994) e Duarte e

Arruda (1993). Este processo de otimização automática de parâmetros, do ponto de vista estatístico, gera o melhor conjunto de variáveis de corte para ser utilizado em ensaios para o ajuste dos coeficientes da equação de Taylor em um determinado procedimento de usinagem. Santos, (1995) comprovou a eficácia deste método em trabalho usinando aço ABNT 1045.

Para se obter a equação de vida são realizados testes experimentais onde os parâmetros V_c , f , a_p , $V_{b_{m\acute{a}x}}$, influem nos coeficientes K , A , B , C e D da equação de Taylor, mostrada na equação 3.1. Resumidamente, o programa funciona da seguinte maneira (ver Anexo I): após receber os valores máximos e mínimos das condições de corte (V_c , f e a_p), obtidos de preferência do catálogo do fabricante das ferramenta (em função do material da peça a usinar e da classe da ferramenta), o programa gera 4 (quatro) condições de corte iniciais, para serem usadas nos 4 primeiros testes. Estas condições são geradas por um processo de busca exaustiva, baseado na minimização do número de condicionamento (Duarte e Arruda, 1993). Os testes são realizados e os resultados das diversas medições de VB (ou $VB_{m\acute{a}x}$, ou KT , ou VN , etc) em vários intervalos de tempo, para cada ensaio, são usados para estimar os coeficientes da equação expandida de Taylor e os respectivos desvios padrões e erros baseados nos valores calculados e medidos. Caso os resultados sejam satisfatórios, finaliza-se o experimento. Caso contrário, um novo conjunto de parâmetros de corte (nova condição de corte) são gerados, sempre baseados na minimização do número de condicionamento, NC , para serem usados em um quinto ensaio. Novos coeficientes são gerados, e novos desvios e erros são calculados. Se os resultados ainda não forem satisfatórios, repete-se o processo quantas vezes forem necessárias. Para aplicação no presente trabalho, foram utilizados os seguintes valores de condições de corte máximas e mínimas:

$$V_{c_{m\acute{a}x}} = 220 \text{ m/min} \quad V_{c_{m\acute{m}n}} = 100 \text{ m/min}$$

$$f_{m\acute{a}x} = 0.25 \text{ mm/rev.} \quad f_{m\acute{m}n} = 0,1 \text{ mm/rev}$$

$$ap_{\max} = 2,5 \text{ mm} \quad ap_{\min} = 1 \text{ mm}$$

Obtidos após consulta no catálogo do fabricante das ferramentas.

As condições de corte geradas pelo programa de otimização de parâmetros e utilizadas durante os ensaios são mostradas nas Tabelas 3.2 e 3.3 para os aços 304 e 304M.

$$T = K * VB_{\max}^A * V_c^B * f^C * ap^D \quad (3.1)$$

Tabela 3.2 - Condições de corte utilizadas para obtenção da equação expandida de Taylor para o aço inoxidável austenítico 304.

Teste	Vc (m/min)	f (mm/rev/dente)	ap (mm)
1	104.2	0.231	1.523
2	190.7	0.146	2.216
3	205.1	0.130	1.783
4	109.9	0.118	2.246
5	100.3	0.195	1.722
6	151.7	0.240	2.430
7	153.4	0.105	1.100
8	161.4	0.203	2.446
9	171.4	0.151	2.407
10	131.7	0.234	2.500

Tabela 3.3 - Condições de corte utilizadas para obtenção da equação expandida de Taylor para o aço inoxidável austenítico 304M.

Teste	Vc (m/min)	f (mm/rev/dente)	ap (mm)
1	104.2	0.231	1.523
2	190.7	0.146	2.216
3	205.1	0.130	1.783
4	109.9	0.118	2.246
5	102.7	0.160	1.780
6	172.8	0.162	1.807
7	192.1	0.151	1.872

As quatro primeiras condições são as mesmas para os dois materiais. Isto ocorreu porque as condições de velocidade de corte, avanço e profundidade de corte mínimos e máximos foram as mesmas para os dois materiais e com isso, as primeiras quatro condições de corte coincidiram (como explica o Anexo 1). Este fato permitiu que as comparações da potência consumida e do acabamento superficial fossem realizados em idênticas condições de corte. Como pode ser verificado, para o material modificado, foi realizado apenas sete testes enquanto que para o 304 comum dez testes foram concluídos. Isto ocorreu pois como pode ser visto no Anexo III, o aço 304M estabilizou seus resultados mais rapidamente, que é o determinante para o fim dos testes, como explica o Anexo I. Além disso, os erros médios encontrados estão em níveis bem próximos, permitindo assim comparações confiáveis.

3.3.2 - Teste de vida

As variáveis de corte, como citado anteriormente, são geradas pelo programa de otimização automática de parâmetros (Tabelas 3.2 e 3.3). De posse destas condições de corte, os ensaios de vida foram realizados utilizando-se uma fresadora de comando numérico na qual se executou o fresamento frontal. No fresamento foi utilizado uma fresa de seis pastilhas intercambiáveis de metal duro.. O material a ser cortado foi fixado tal qual mostrado na Figura 3.5. As barras foram soldadas em uma chapa e esta parafusada à mesa da fresadora para minimizar vibrações durante os testes e com isso, conseguir os melhores resultados possíveis. A medição do desgaste foi realizada através de um microscópio ferramenteiro que devido à suas características, tal qual mostrado na Figura 3.6, não requer a retirada das ferramentas para medição do desgaste, o que proporciona rapidez e elimina possíveis erros de leitura. O microscópio é dotado de dois micrômetros digitais com precisão de um milésimo de milímetro.

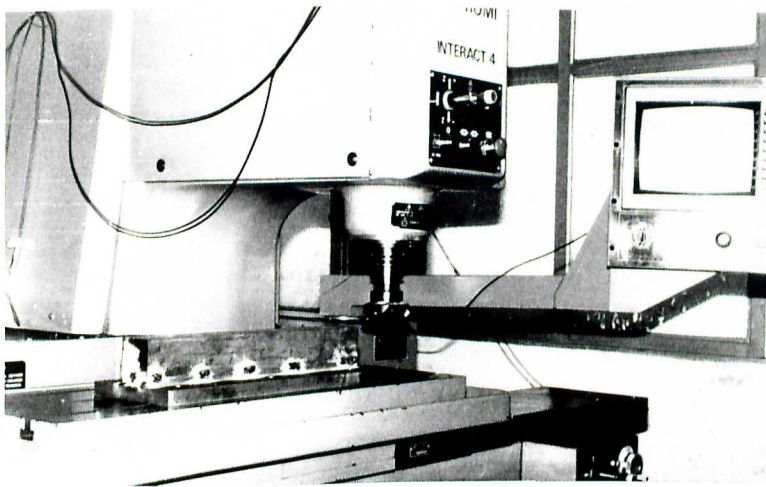


Figura 3.5 - Corpo de prova fixado à mesa da fresadora para realizar os testes de vida.

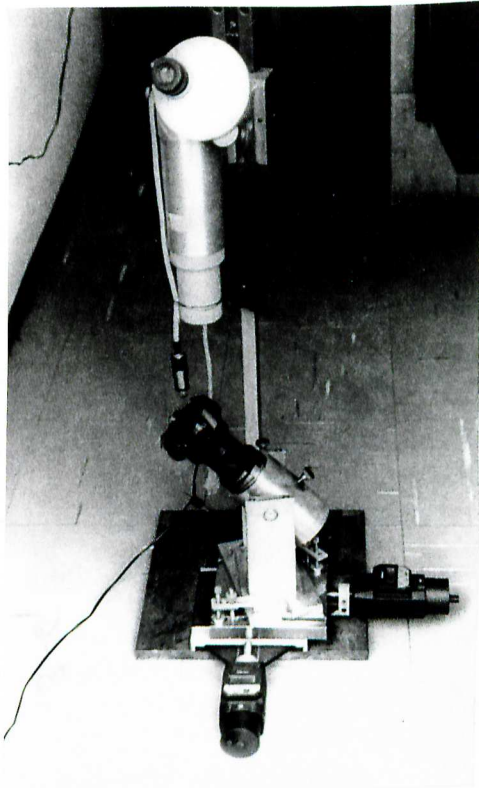


Figura 3.6 - Microscópio ferramenteiro usado na medição de $VB_{máx.}$

A medição do desgaste das ferramentas ($VB_{m\acute{a}x}$) foi realizada em intervalos de tempo que variaram de acordo com a severidade dos testes. O parâmetro utilizado como critério de fim de vida foi o desgaste de flanco máximo $VB_{m\acute{a}x} = 0,7$ mm ou seja, quando qualquer uma das ferramentas utilizadas durante o corte apresentasse um $Vb_{m\acute{a}x}$ superior a este valor, o teste estaria encerrado.

3.3.3 - Potência de corte

Outro ensaio experimental realizado durante o fresamento foi a medição da potência de corte. Para isto, foi utilizado um medidor de corrente do tipo Hall através da qual passa o fio de alimentação do motor responsável pela rotação da fresa. Utilizando-se uma placa de aquisição de dados e um programa desenvolvido no laboratório de pesquisa em usinagem, foi possível a medição da potência de corte medindo-se a corrente elétrica do motor e assumindo a voltagem como constante (o que foi verificado experimentalmente). Sistema similar foi utilizado por Braga et al (1993) na qual foi monitorado a corrente dos motores de uma máquina-ferramenta para estabelecer indiretamente o momento da troca da ferramenta em operações de torneamento e desbaste.

As condições de corte utilizadas foram as quatro primeiras geradas pelo programa de otimização da obtenção do coeficientes da equação de Taylor.

3.3.4 - Rugosidade superficial

A cada parada para medição do desgaste de flanco máximo, foram também medidos os valores de rugosidade em três pontos do corpo de prova, sendo que uma medição realizada

perto de cada extremidade e outra no centro e em seguida, retirava-se a média das três medições. A medição da rugosidade foi realizada em um 'cut-off' de valor 0,8 mm. As condições de corte utilizadas nos testes de rugosidade foram as mesmas dos testes de potência de corte.

3.3.5 - Cavaco

Com o decorrer dos testes de vida, também foi realizada a coleta de cavacos produzidos durante o corte, na qual procurou-se realizar no início, no meio e no fim da vida das ferramentas utilizadas. Posteriormente, estes cavacos foram fotografados e analisados.

3.3.6 - Temperatura de corte

Como citado anteriormente, os testes de temperatura de corte foram realizados durante o torneamento contínuo.

3.3.6.1 - Calibração

Inicialmente, foi realizada a retirada de cavacos em forma de fita dos aços inoxidáveis austeníticos 304 e 304M. Em seguida, cada cavaco retirado foi unido por meio de brasagem à extremidade de uma barra de metal duro (do mesmo material a ser usado nos testes para medição de temperatura). As extremidades do cavaco e da barra de metal duro que não foram unidas foram conectadas a um voltímetro por meio de fios de cobre (que também foram unidos por brasagem). Para evitar o contato entre o cavaco e a barra de metal duro, foi usado lã de vidro como isolante. Desta forma, montou-se um termopar para cada material.

Em seguida cada termopar foi individualmente colocado dentro de um forno (FA - IV EDG) com temperatura controlada (controlador de processos CP - 150) juntamente com um termopar padrão cromel-alumel que teve sua ponta dentro do forno e suas extremidades, como no termopar confeccionado com o aço inoxidável, acopladas a um voltímetro. Com isso, através de uma tabela de conversão de milivolts para graus Celsius, tinha-se a correta temperatura no forno. Enquanto isso, no termopar confeccionado com cavaco e barra de metal duro a f.e.m. era medida simultaneamente. A Figura 3.7 ilustra o sistema de calibração do termopar ferramenta peça. Foram realizadas medidas em intervalos de aproximadamente 50°C durante a elevação da temperatura do forno, onde este atingiu temperaturas da ordem de 850°C.

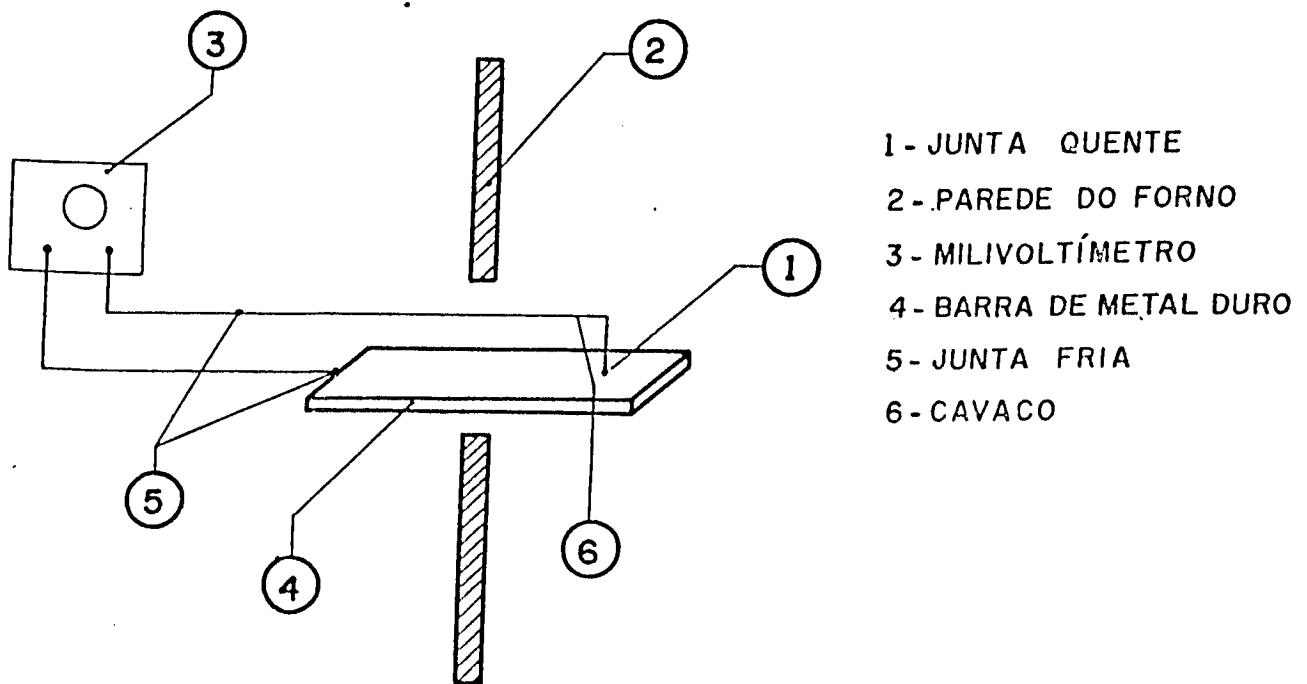


Figura 3.7 - Representação esquemática do termopar ferramenta-peça usado na calibração do sistema de medição de temperatura.

Entretanto, as medidas que realmente foram aproveitadas, foram tomadas durante a descida de temperatura com o forno desligado para que não houvesse perigo de interferência do sinal do forno, visto que o mesmo é elétrico. Com os valores obtidos foi possível confeccionar as curvas de calibração dos termopares, e através destes, obter as equações de conversão de milivolts para graus Celsius. Vale lembrar, que as barras utilizadas durante a calibração, não foram usadas na medição de temperatura no torneamento, devido ao fato destas terem sido submetidas a elevadas temperaturas e com isso oxidando-se e perdendo as características iniciais. As curvas de calibração para ambos materiais podem ser vistas na Figura 3.8, onde nota-se que uma correlação foi obtida.

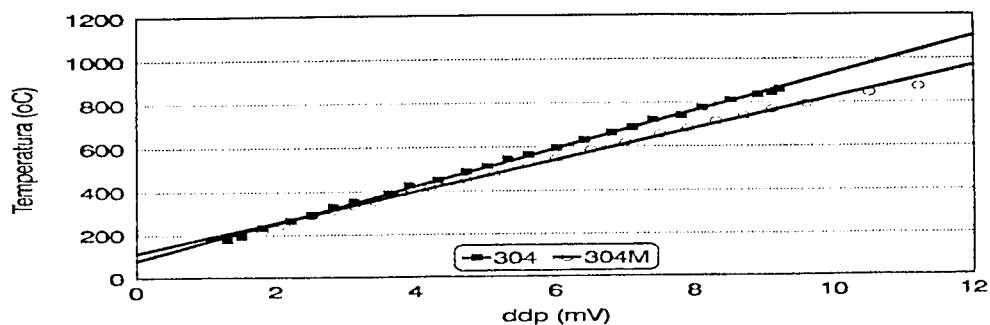


Figura 3.8 - Calibração dos termopares para 304 e 304 M com metal duro classe K10 para temperatura decrescente.

3.3.6.2 - Equações de calibração

As equações de calibração (3.1) e (3.2) foram geradas pelo editor de gráficos Harvard Graphics com coeficiente de correlação para ambas de 0.99:

$$T = 80.28 * ddp + 85.34 \quad (304) \quad (3.1)$$

$$T = 71.21 * ddp + 111.87 \quad (304M) \quad (3.2)$$

onde: T = Temperatura de corte em °C;

ddp = Diferença de potencial criada na interface cavaco-ferramenta em mV.

3.3.6.3 - Medição de temperatura

De posse das curvas de calibração, empregou-se um sistema de medição de temperatura desenvolvido no Laboratório de Pesquisa em Usinagem - LPU da UFU, que utiliza o princípio de funcionamento do termopar cavaco-ferramenta. O instrumento mede a temperatura média na região de contato cavaco-ferramenta, a qual funciona como junta quente, Braiden (1967). O circuito é montado de tal forma que a junta fria opera a temperatura ambiente. Considerando que a peça está sempre em movimento, utiliza-se um reservatório de mercúrio para fechar o circuito elétrico que se forma quando o material é usinado. O sinal gerado durante a usinagem foi amplificado 10,33 vezes para o caso específico deste trabalho e posteriormente lido em uma placa de aquisição de dados acoplada a um microcomputador AT 386 dotado de um programa para leitura do sinal e transformação do valor em milivolt para grau Celsius. A representação esquemática da montagem experimental, utilizada para medir temperatura de corte pode ser visto na Figura 3.9. Neste sistema a peça, a ferramenta e o porta ferramenta tem que ser isolados do torno e o cavaco não deve encostar no torno para que este não feche o circuito elétrico. Neste teste não foi possível empregar o mesmo inserto utilizado nos demais ensaios (vida de ferramenta, potência de corte e acabamento superficial), nos testes de temperatura de corte utilizou-se uma barra de metal duro classe K10, pois o material utilizado no fresamento não foi encontrado em forma de barras.

Os corpos de prova utilizados para realização dos testes de temperatura, são de aço inoxidável austenítico das mesmas corridas utilizadas no fresamento e possuem o formato mostrado na Figura 3.10.

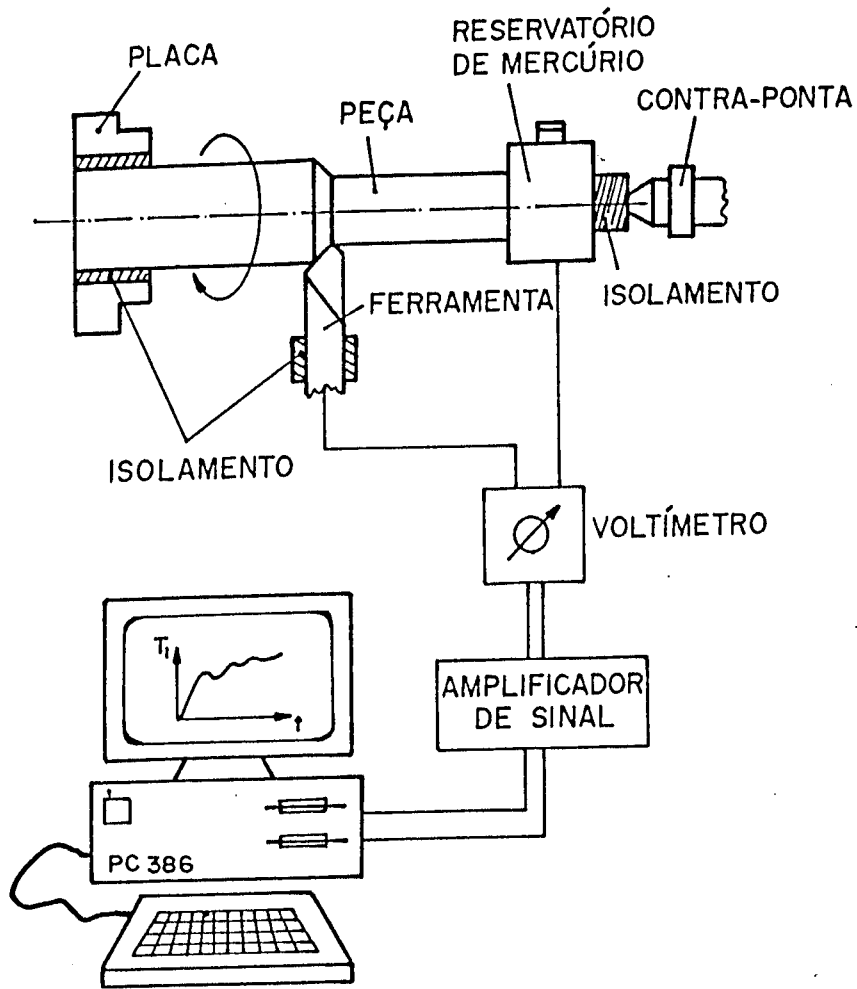


Figura 3.9 - Esquema de montagem do termopar para medição de temperatura

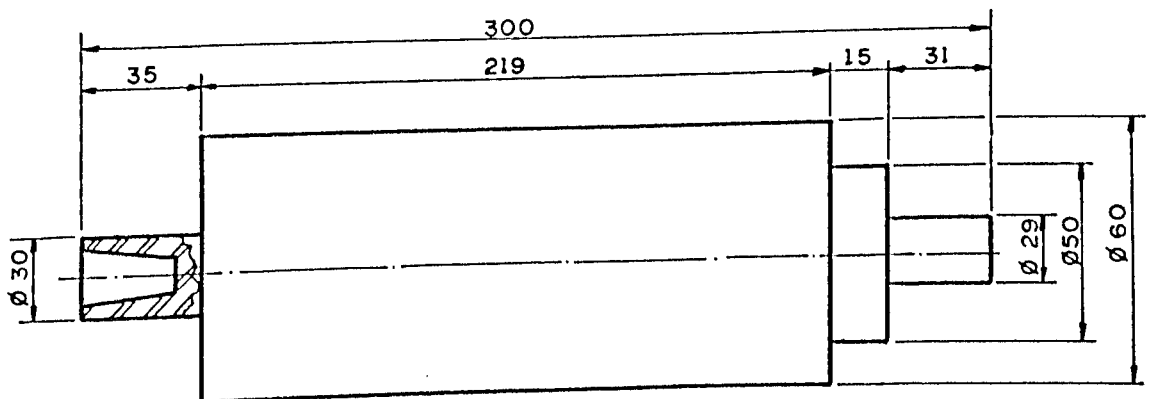


Figura 3.10 - Corpo de prova utilizado para medição da temperatura de corte (cotas em mm).

As condições de corte utilizadas são mostradas na Tabela 3.4, onde foram as mesmas tanto para o aço inoxidável austenítico 304 quanto para o 304 M. Evitaram-se condições muito severas pois estas ocasionariam a fratura das ferramentas.

Tabela 3.4 - Condições de corte usadas na medição da temperatura de corte.

Velocidade de corte (m/min)	Avanço (mm/rev)	Profundidade de corte (mm)
8.21, 12.96, 16.41, 20.39, 25.9, 40.78, 51.8, 82.1	0.079	0.25
8.21, 12.96, 16.41, 20.39, 25.9, 40.78, 51.8, 82.1, 103.6	0.149	0.25
20.39	0.079, 0.103, 0.149, 0.183, 0.207, 0.297, 0.3417	0.25
40.75	0.079, 0.103, 0.149, 0.183, 0.207, 0.297, 0.3417	0.25
20.39	0.103	0.125, 0.25, 0.5, 0.75, 1, 1.25, 1.5

4 - RESULTADOS EXPERIMENTAIS

4.1 - Teste de vida

Os gráficos de desgaste em função do tempo para as quatro primeiras condições de corte são apresentados nas Figuras 4.1 à 4.4 (cujos dados são apresentados nas Tabelas II.1 à II.4 e II.11 à II.14, do Anexo II). Nota-se que para todas as condições de corte a vida da ferramenta quando usinando o aço inoxidável 304 modificado foi maior que para o aço 304. Lembrando-se que nestes gráficos (e nas Tabelas) o valor de $VB_{m\acute{a}x}$ é referente ao maior valor entre as seis ferramentas da fresa em cada parada para medição do desgaste.

O restante das condições usadas em teste não são mostradas devido ao fato de não haver condições idênticas para usinagem dos dois materiais. No entanto, estas condições que foram fornecidas pelo programa de otimização de parâmetros exposto no Anexo I, foram usadas pelo mesmo programa para gerar as equações expandidas de Taylor. Assim sendo, a equação expandida de Taylor encontrada para o aço inoxidável austenítico 304 é:

$$T = 0.8504 \cdot 10^{10} \cdot (V_c^{-4.3615}) \cdot (fz^{-0.7657}) \cdot (ap^{0.3632}) \cdot (VB_{m\acute{a}x}^{0.9973}) \quad (4.1)$$

Enquanto que a equação expandida de Taylor para o aço inoxidável austenítico 304M será:

$$T = 0.5559 \cdot 10^9 \cdot (V_c^{-3.5620}) \cdot (fz^{-0.2617}) \cdot (ap^{0.5589}) \cdot (VB_{m\acute{a}x}^{1.1535}) \quad (4.2)$$

Estas equações são bem abrangentes pois englobam V_c , fz , a_p e $VB_{M\acute{A}X}$. A Figura 4.5 apresenta as curvas $T \times V_c$ plotadas à partir de resultados obtidos dessas equações para $f_z = 0,175$ mm/rev, $a_p = 1,75$ mm e $VB_{m\acute{a}x} = 0,7$ mm.

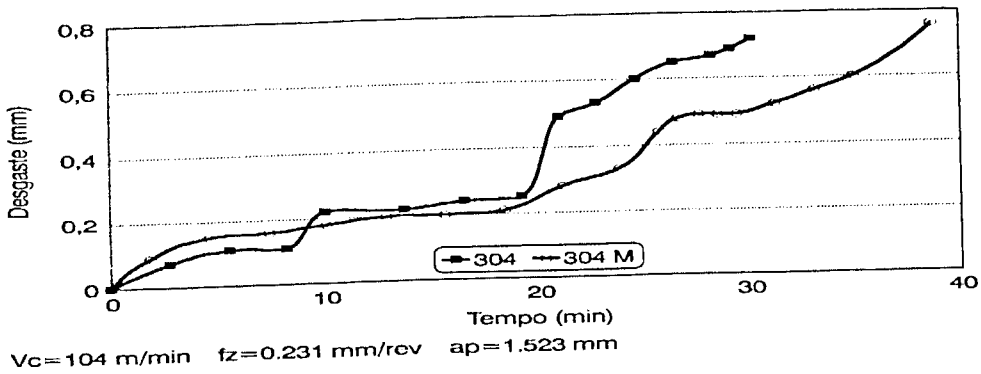


Figura 4.1 - Desgaste de flanco máximo ($VB_{\text{máx}}$) em função do tempo de corte para $V_c=104 \text{ m/min}$, $f_z=0.231 \text{ mm/rev}$ e $a_p=1.523$.

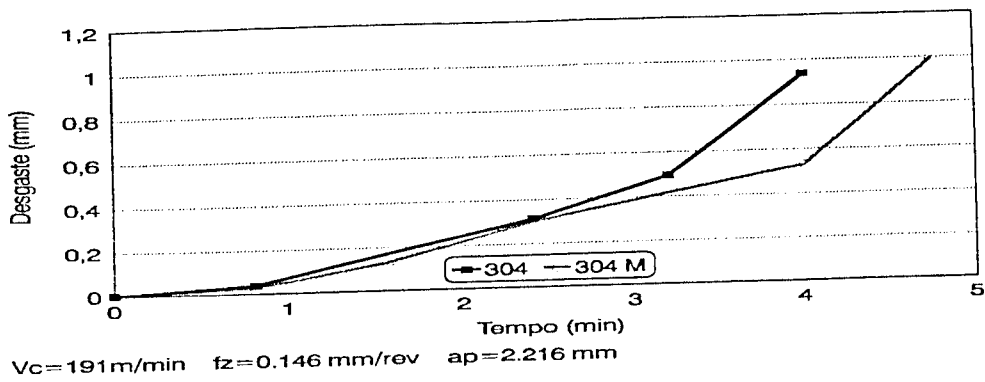


Figura 4.2 - Desgaste de flanco máximo ($VB_{\text{máx}}$) em função do tempo de corte para $V_c=191 \text{ m/min}$, $f_z=0.146 \text{ mm/rev}$ e $a_p=2.216$.

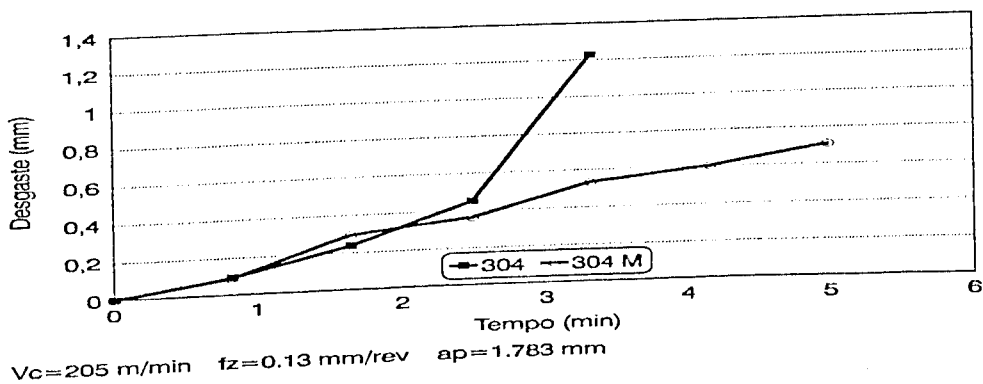


Figura 4.3 - Desgaste de flanco máximo ($VB_{\text{máx}}$) em função do tempo de corte para $V_c=205 \text{ m/min}$, $f_z=0.13 \text{ mm/rev}$ e $a_p=1.783$.

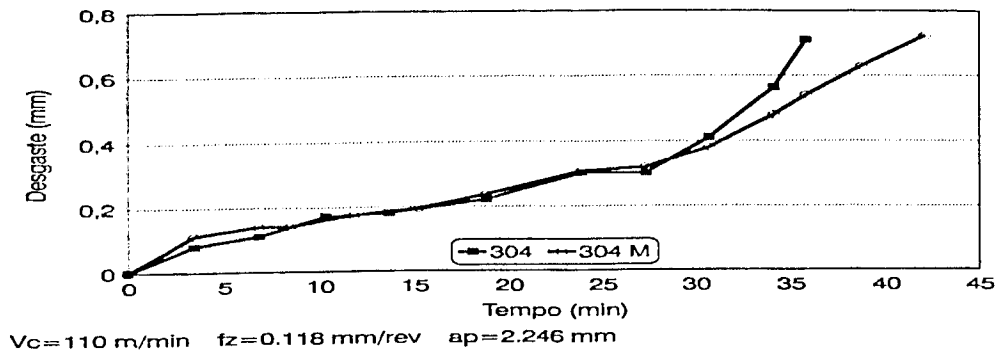


Figura 4.4 - Desgaste de flanco máximo ($VB_{m\acute{a}x}$) em função do tempo de corte para $V_c=110\text{m/min}$, $f_z=0.118\text{mm/rev}$ e $a_p=2.246$.

O que se verifica de posse desses resultados, é a existência de uma superioridade do tempo de vida da ferramenta para o aço inoxidável austenítico 304M. Qualquer simulação feita dentro da faixa de variação dos parâmetros confirma esta tendência.

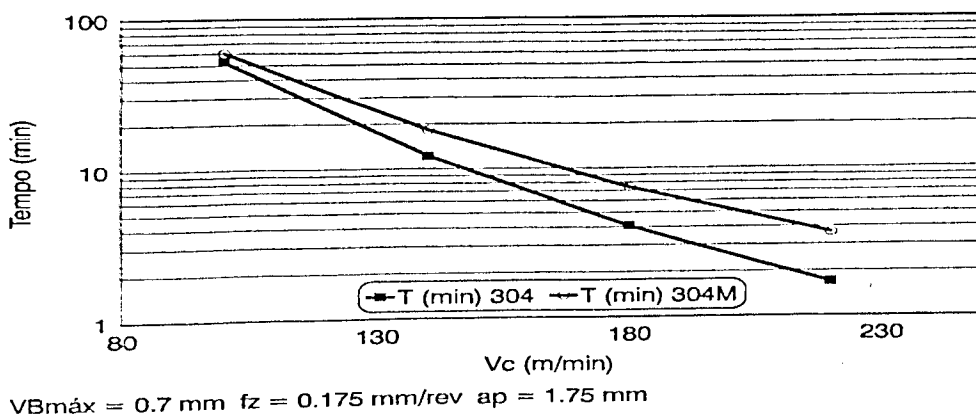


Figura 4.5 - Simulação das equações expandidas de Taylor para 304 e 304 M para $VB_{m\acute{a}x} = 0.7$, $f_z=0.175\text{mm/rev}$ e $a_p=1.75$.

Os desgastes encontrados nas ferramentas de corte não apresentaram variações drásticas no decorrer do corte e também entre os materiais ensaiados. Exemplos dos desgastes

encontrados nas ferramentas de corte podem ser vistos na Figura 4.6 para uma ferramenta usada na usinagem do aço inoxidável austenítico 304 e na Figura 4.7 para uma ferramenta usada no corte do material modificado.

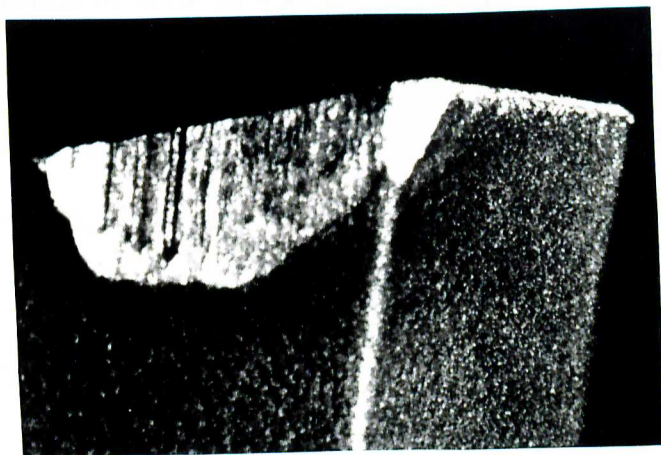


Figura 4.6 - Desgaste de flanco em ferramenta de metal duro usada no corte do aço inoxidável austenítico 304 ($V_c = 191$ m/min, $f_z = 0.116$ mm/rev, $a_p = 2.216$ mm, $VB_{m\acute{a}x} = 0.935$ mm, $t = 4$ min).

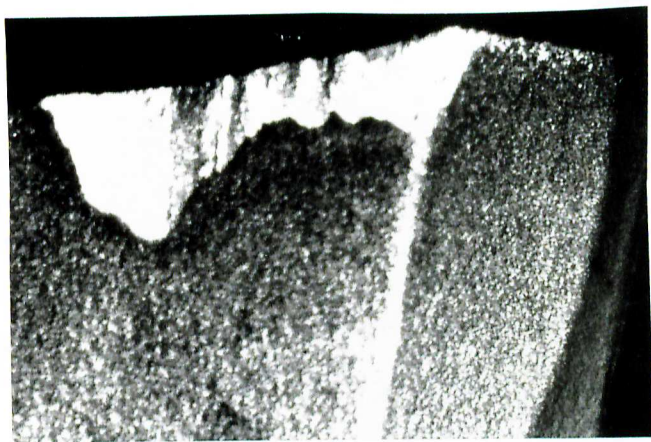


Figura 4.7 - Desgaste de flanco em ferramenta de metal duro usada no corte do aço inoxidável austenítico 304M ($V_c = 205$ m/min, $f_z = 0.13$ mm/rev, $a_p = 1.783$ mm, $VB_{m\acute{a}x} = 0.706$ mm, $t = 4.98$ min).

Na Figura 4.6, foi usado velocidade de corte de 191 m/min, avanço de 0.116 mm/rev e profundidade de corte de 2.216 mm, já na Figura 4.7, foi usado velocidade de 205 m/min, avanço de 0.13 mm/rev e profundidade de corte de 1.783 mm.

4.2 - Potência de corte

Da mesma forma que para o teste de vida de ferramenta, serão mostrados apenas os resultados de potência de corte para as quatro condições iniciais de corte. Os gráficos das Figuras 4.8 à 4.11 (cujos dados são apresentados nas Tabelas II.1 à II.4 e II.11 à II.14, do anexo II) mostram resultados obtidos através da medição de potência de corte em função do tempo. De modo geral, os gráficos mostram que a potência de corte em função do tempo de corte foi maior quando usando o aço inoxidável austenítico sem modificação e que a potência consumida aumenta com o tempo de usinagem, isto é, com o desgaste das ferramentas.

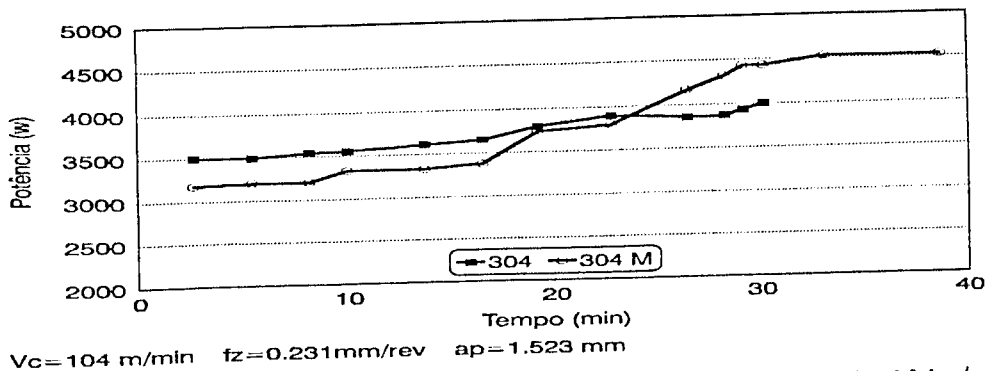


Figura 4.8 - Influência do tempo de usinagem na potência de corte para $V_c=104 \text{ m/min}$, $f_z=0.231 \text{ mm/rev}$ e $a_p=1.523$.

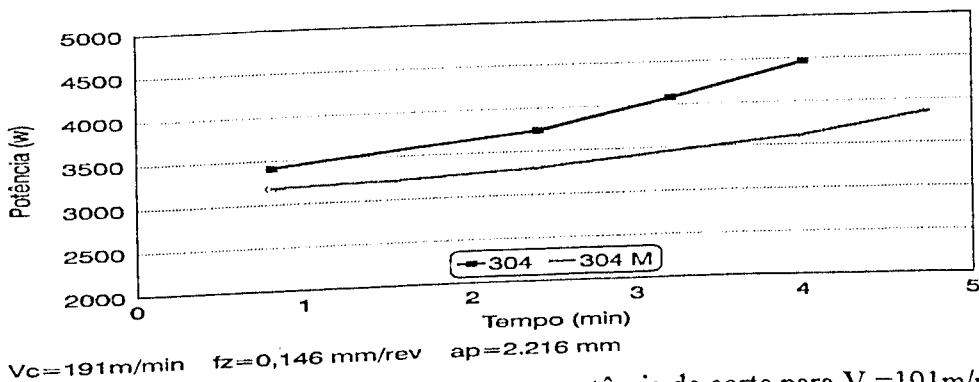


Figura 4.9 - Influência do tempo de usinagem na potência de corte para $V_c=191 \text{ m/min}$, $f_z=0.146 \text{ mm/rev}$ e $a_p=2.216$.

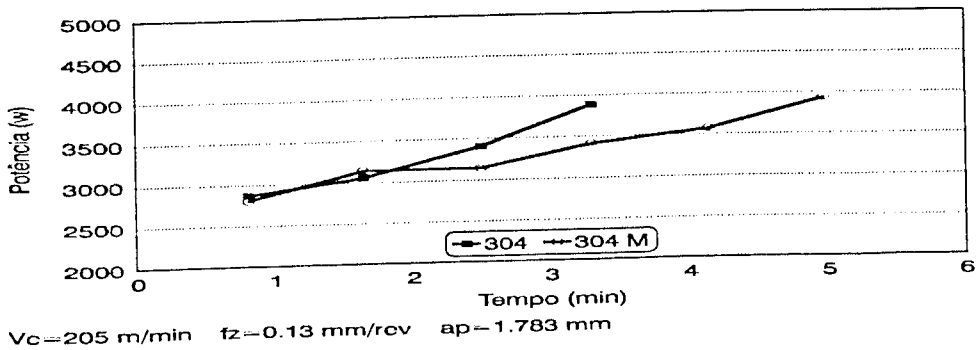


Figura 4.10 - Influência do tempo de usinagem na potência de corte para $V_c=205\text{m/min}$, $f_z=0.13\text{mm/rev}$ e $a_p=1.783$.

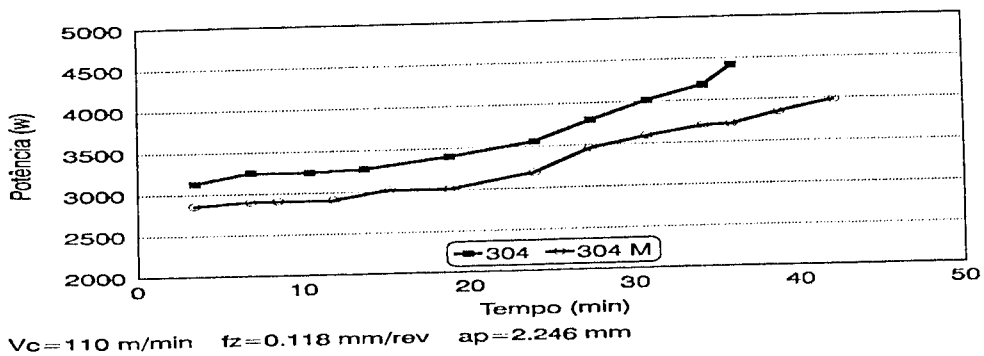


Figura 4.11 - Influência do tempo de usinagem na potência de corte para $V_c=110\text{m/min}$, $f_z=0.118\text{mm/rev}$ e $a_p=2.246$.

4.3 - Rugosidade superficial

Nas Figuras 4.12 à 4.15 (resultados podem ser vistos na Tabelas II.1 à II.4 e II.11 à II.14 no Anexo 2), são mostrados os valores do parâmetro R_a em função do tempo de corte para os aços inoxidáveis austeníticos 304 e 304M, para as quatro primeiras condições de corte utilizadas nos ensaios de vida da ferramenta. Nota-se que não houve um comportamento padrão da rugosidade R_a tanto em função do tempo quanto em função do material ensaiado. Nos três primeiros gráficos (Figuras 4.12 à 4.14) o aço 304 apresentou melhor acabamento que o 304M. Na última curva apresentada (Figura 4.15) ocorreu o inverso.

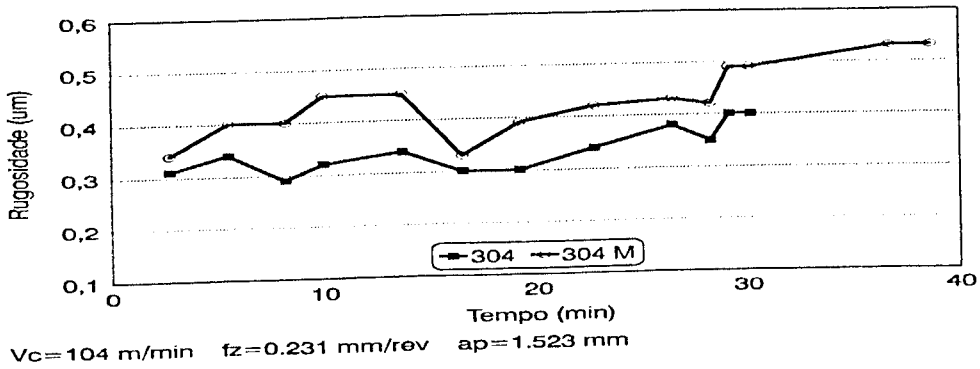


Figura 4.12 - Rugosidade superficial média em função do tempo de corte para $V_c=104\text{m/min}$, $f_z=0.231\text{mm/rev}$ e $a_p=1.523$.

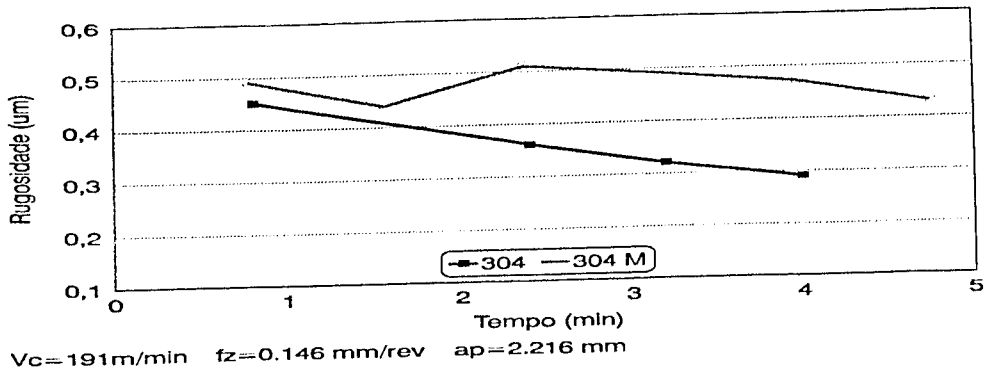


Figura 4.13 - Rugosidade superficial média em função do tempo de corte para $V_c=191\text{m/min}$, $f_z=0.146\text{mm/rev}$ e $a_p=2.216$.

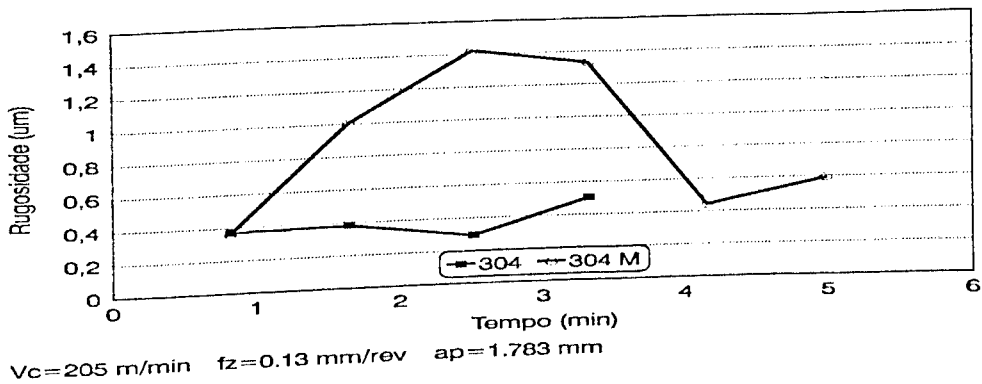


Figura 4.14 - Rugosidade superficial média em função do tempo de corte para $V_c=205\text{m/min}$, $f_z=0.13\text{mm/rev}$ e $a_p=1.783$.

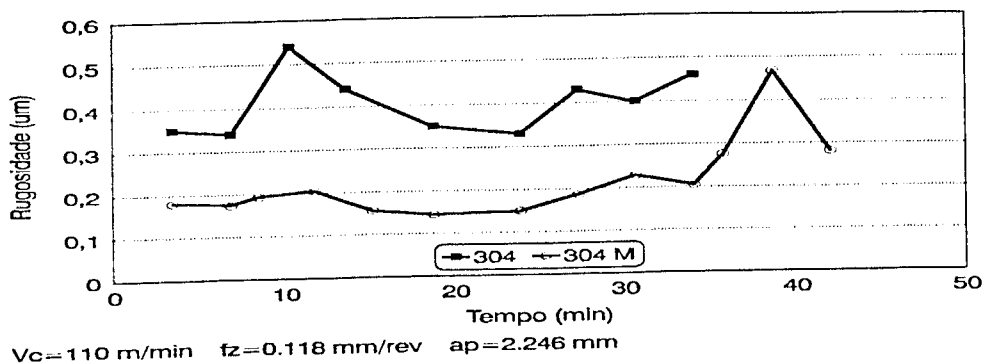


Figura 4.15 - Rugosidade superficial média em função do tempo de corte para $V_c=110\text{m/min}$, $f_z=0.118\text{mm/rev}$ e $a_p=2.246$.

4.4 - Cavacos produzidos durante o corte

Os cavacos gerados durante o corte não apresentaram diferenças significativas, fato favorecido também pela natureza intermitente do processo de fresamento. Os cavacos dos dois materiais, coletados no início dos testes, foram todos contínuos e helicoidais curtos, sem nenhuma distinção entre eles, em termos de classificação. Isto ocorreu em todas as condições de corte utilizadas, conforme ilustra as Figuras 4.16a e 4.16b.

Os cavacos coletados ao final dos testes, quando o desgaste de flanco já havia atingido proporções avançadas, a tendência foi se apresentarem de forma retorcida, tendendo a perder a forma helicoidal bem definida anteriormente, como ilustram as Figuras 4.17a e 4.17b.

MATERIAL: Aço Inoxidável Austenítico 304
 CORRIDA: 35591
 TESTE 2: $V_c=190,704$ m/min; $f_z=0,146$ mm/rev/faca; $a_p=2,216$ mm
 TEMPO DE ENSAIO: 0,81 min
 VB=0,037 mm



(a)

MATERIAL: Aço Inoxidável Austenítico 304 M
 CORRIDA: 57577
 TESTE 1: $V_c=104,19$ m/min; $f_z=0,2311$ mm/rev/faca; $a_p=1,523$ mm
 TEMPO DE ENSAIO: 0,9 min
 VB=0,089 mm



(b)

Figura 4.16 - Cavacos produzidos na usinagem dos aços inoxidáveis a) 304 e b) 304M coletados no início dos testes de vida.

MATERIAL: Aço Inoxidável Austenítico 304
 CORRIDA: 35591
 TESTE 2: $V_c=190,704$ m/min; $f_z=0,146$ mm/rev/faca; $a_p=2,216$ mm
 TEMPO DE ENSAIO: 4 min
 VB=0,935 mm



(a)

MATERIAL: Aço Inoxidável Austenítico 304 M
 CORRIDA: 57577
 TESTE 1: $V_c=104,19$ m/min; $f_z=0,2311$ mm/rev/faca; $a_p=1,523$ mm
 TEMPO DE ENSAIO: 34,07 min
 VB=0,583 mm

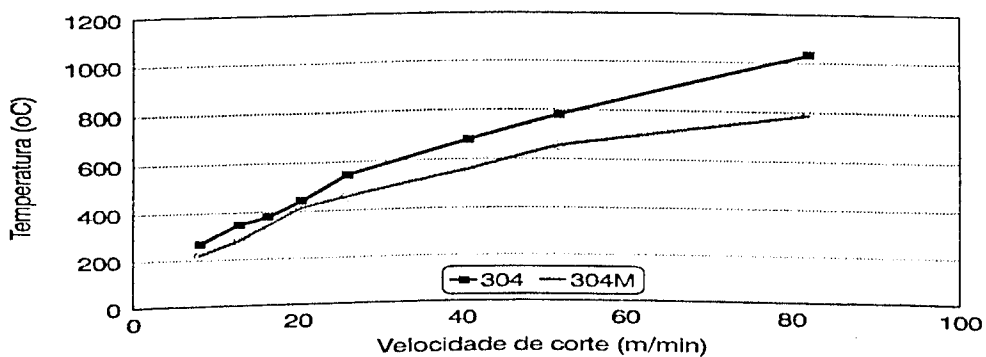


(b)

Figura 4.17 - Cavacos produzidos na usinagem dos aços inoxidáveis a) 304 e b) 304M, coletados no final dos testes de vida

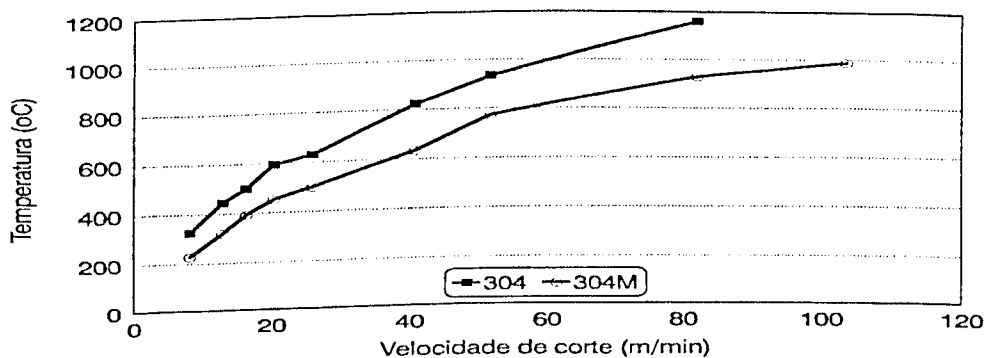
4.5 - Temperatura de corte

As figuras 4.18 e 4.19, mostram a influência da velocidade de corte na temperatura da interface cavaco/ferramenta no torneamento dos aços inoxidáveis austeníticos 304 e 304M para dois avanços distintos. Para as duas figuras mostradas abaixo, foi verificado uma maior temperatura de corte quando usinando o aço 304, sendo que um aumento da velocidade de corte provocou aumento da temperatura da interface cavaco-ferramenta, e um distanciamento das curvas dos dois materiais.



$f = 0.079 \text{ mm/rev}$ $a_p = 0.25 \text{ mm}$

Figura 4.18 - Influência da velocidade de corte na temperatura da interface cavaco/ferramenta no torneamento dos aços inoxidáveis austeníticos 304 e 304 M para $f = 0.079 \text{ mm/rev}$ e $a_p = 0.25 \text{ mm}$.



$f = 0.149 \text{ mm/rev}$ $a_p = 0.25 \text{ mm}$

Figura 4.19 - Influência da velocidade de corte na temperatura da interface cavaco/ferramenta no torneamento dos aços inoxidáveis austeníticos 304 e 304 M para $f = 0.149 \text{ mm/rev}$ e $a_p = 0.25 \text{ mm}$.

Nos gráficos das Figuras 4.20 e 4.21, é mostrado a influência do avanço na temperatura da interface cavaco ferramenta para os aços 304 e 304 M. Embora para $V_c = 20,39$ m/min a diferença de temperatura seja pequena, para $V_c = 40,79$ m/min, a diferença foi considerável (de aproximadamente 200 °C). Nota-se ainda que a temperatura tende a aumentar com o aumento de f_z .

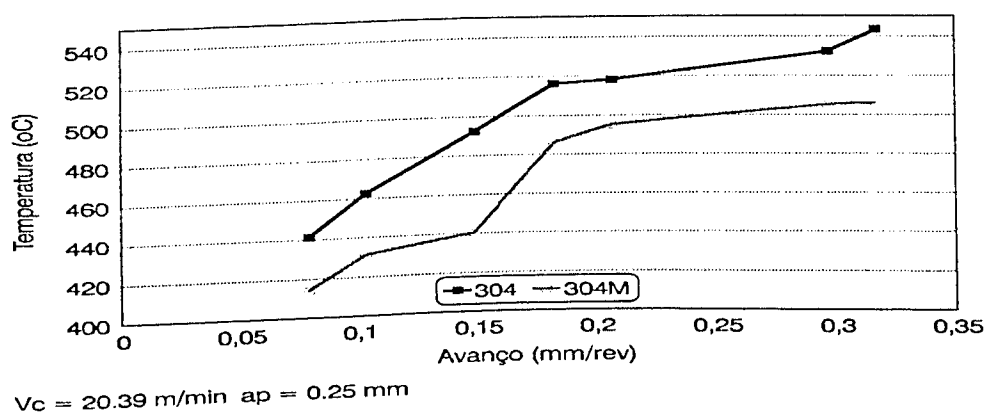


Figura 4.20 - Influência do avanço na temperatura de corte da interface cavaco/ferramenta no torneamento dos aços inoxidáveis austeníticos 304 e 304 M para $V_c = 20,39$ e $a_p = 0,25$ mm.

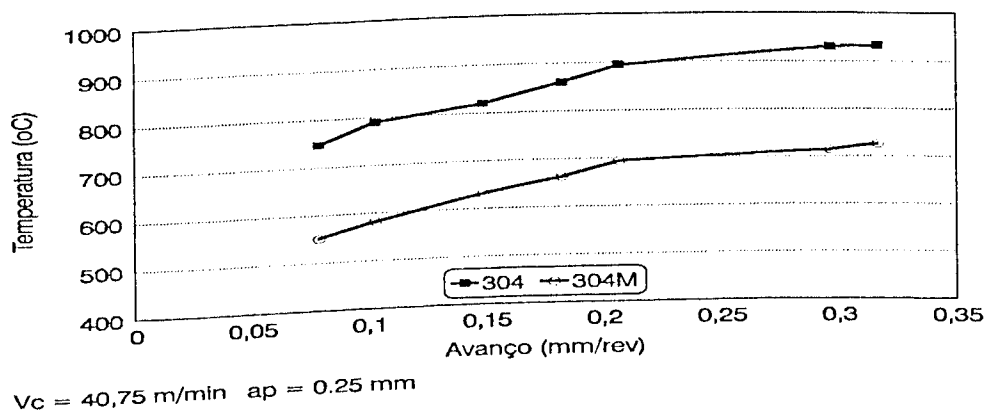
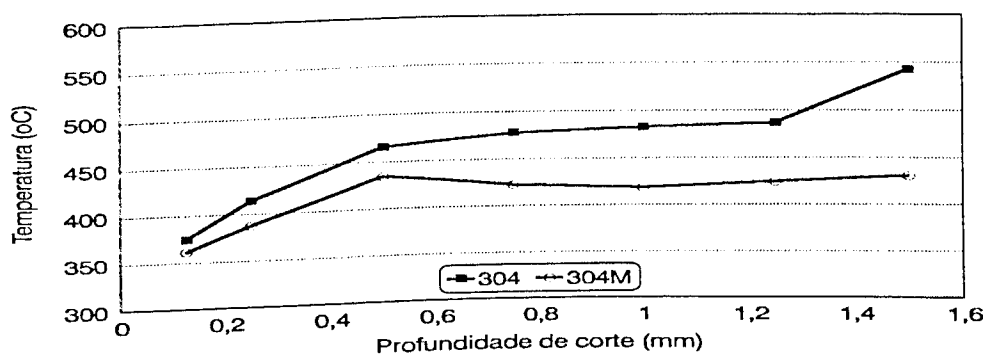


Figura 4.21 - Influência do avanço na temperatura de corte da interface cavaco/ferramenta no torneamento dos aços inoxidáveis austeníticos 304 e 304 M para $V_c = 40,75$ e $a_p = 0,25$ mm.

A Figura 4.22, mostra a influência da profundidade de corte na temperatura da interface cavaco/ferramenta. Verifica-se um aumento, porém muito menos significativo do que quando variou-se a velocidade de corte. No entanto, manteve-se a temperatura de corte para o aço 304M sempre inferior a do 304.



$V_c = 20.39 \text{ m/min}$ $f = 0.103 \text{ mm/rev}$

Figura 4.22 - Influência da profundidade de corte na temperatura da interface cavaco/ferramenta no torneamento dos aços inoxidáveis austeníticos 304 e 304 M para $V_c = 20.39$ e $f = 0.103 \text{ mm/rev}$.

5 - ANÁLISE DOS RESULTADOS

Para promover a análise dos resultados de vida é necessário entender o comportamento dos demais fatores envolvidos na usinagem dos materiais. Por isso, um auxílio importante é entender o comportamento da temperatura e potência de corte além, de uma análise dos resultados de rugosidade e cavacos formados durante o corte.

5.1 - Vida da ferramenta

Para as quatro condições comuns de corte, a vida das ferramentas utilizadas na usinagem do aço 304M foi maior (17,35 à 50,45%), que aquelas utilizadas na usinagem do aço 304 (Figura 4.1 à 4.4). O comportamento das curvas manteve-se em um padrão onde os materiais tiveram uma proximidade de resultados no início do corte até por volta de 0.4 mm de desgaste. Isto significa que se o critério de fim de vida utilizado fosse 0.4 mm, ao invés de 0.7mm, a similaridade de comportamento de vida de ferramenta dos dois materiais seria relativamente grande. A partir daí (desgastes superiores que 0.4 mm), os desgastes das ferramentas utilizadas na usinagem do aço 304 foi nitidamente mais acelerado

No gráfico da Figura 4.5 foi realizada a simulação das equações expandidas de Taylor (equações 4.1 e 4.2). No gráfico citado, verifica-se uma superioridade em termos de vida de ferramenta quando usinando o aço 304M. Na simulação realizada, a superioridade em termos percentuais variou de 13.8% ($V_c = 100$ m/min, $f_z = 0.175$ mm/rev, $a_p = 1.75$ mm e $VB_{m\acute{a}x} = 0.7$ mm) à 114% ($V_c = 220$ m/min, $f_z = 0.175$ mm/rev, $a_p = 1.75$ mm e $VB_{m\acute{a}x} = 0.7$ mm).

De acordo com estes resultados, o material modificado mostrou possuir melhor usinabilidade que o material convencional, o que sugere que as modificações na composição

química e no processo de obtenção do aço 304M foram eficazes, o que também foi constatado nos testes de temperatura e potência consumida. Esta eficiência se mostrou ainda maior para valores de desgaste superiores que $VB_{\text{máx}} = 0.4 \text{ mm}$.

Nas Figuras 4.6 e 4.7 verifica-se uma similaridade muito grande no desgaste de flanco apresentado pelas ferramentas usadas na usinagem dos dois materiais. O desenvolvimento destes desgastes ocorreram da mesma forma, com formação de sulcos em forma de pente como sugerido por Ferraresi (1977) para o fresamento usando pastilhas de metal duro, com posterior desgaste ao redor dos sulcos e finalmente, a formação do desgaste de flanco máximo, que possivelmente ocorreu por difusão e/ou aderência e arrancamento dependendo das condições de corte, como sugere Trent (1991).

Analisando os resultados de temperatura (Figura 4.18 à 4.22) pode-se verificar que as temperaturas médias na interface sempre foram maiores para o aço 304 do que para o aço 304M. Se por um lado o aumento de temperatura tende a acelerar os mecanismos de desgaste termicamente ativados (difusão, deformação plástica por tensões de compressão e tensões cisalhantes) e reduzir a resistência tanto ao cisalhamento quanto a compressão da ferramenta, por outro lado, com o aumento da temperatura, tende a diminuir as tensões atuantes na ferramenta, pela redução da resistência ao cisalhamento do material da peça. Portanto é preciso considerar as tensões, as temperaturas e o mecanismo de desgaste predominante para a correta análise dos resultados. Em geral verifica-se através dos gráficos das Figuras 4.8 à 4.11 que a potência de corte sempre foi maior para o aço 304, o que confirma o fato de que apesar da temperatura média na interface ser maior para o 304 esta elevação não faz com que a resistência do material caia para patamares menores que na usinagem do 304M, desta forma acelerando ainda mais o desgaste, já que a resistência da ferramenta é tanto mais afetada quanto maior a temperatura de corte.

O completo estudo dos mecanismos de desgaste atuantes exigiria uma análise individual das ferramentas em um microscópio eletrônico, o que não foi realizado no presente trabalho. Entretanto, os resultados de temperatura e potência (força, indiretamente) sugerem que efetivamente a menor temperatura e a menor potência consumida (menor força de usinagem) apresentada pelo aço 304M favorecem a vida da ferramenta, por reduzir, portanto, qualquer mecanismo de desgaste ativado tanto pela temperatura como pelas tensões atuantes. O fato da diferença de comportamento das curvas se mostrarem mais evidentes a partir de valores de $VB_{máx} = 0.4$ mm reforça ainda mais a idéia, pois com o desenvolvimento do desgaste acima destes valores as variáveis de temperatura e tensão são ainda mais críticas e como a vida das ferramentas é fortemente dependente das principais variáveis (temperatura e potência), o real efeito das mudanças promovidas ao aço 304M, será apresentado na análise individual dos resultados de temperatura e potência consumida.

5.1.1 - Equação de Taylor

O bloco estatístico do Anexo I visa gerenciar e otimizar o processo de obtenção da equação de Taylor. Este método trabalha da seguinte forma: quando os valores da constante K, desvio padrão, erro médio e tempo médio (tempo que a ferramenta trabalhará nas condições médias de trabalho para um determinado material), estiverem estabilizado ou seja, com pouca variação, é sinal de que o programa alcançou o seu limite ou seja, um número maior de testes não vai melhorar a qualidade da equação expandida de Taylor ou seria necessário um número muito grande de testes para uma melhora pouco significativa.

No Anexo III, são mostrados nos gráficos das Figuras III.1 e III.2 os valores de C (que são similares aos valores de K), desvio padrão, erro médio e tempo médio, o que se verifica é

uma certa constância de valores. No gráfico da Figura III.1 para o 9º teste esta constância foi perdida mas, recuperada em seguida com o 10º teste (principalmente para o valor do erro médio). Os demais valores dos dois gráficos citados mantiveram a constância procurada.

No entanto, existe um erro médio que para a equação do aço inoxidável austenítico 304 foi de 23,85% e para o aço 304M foi de 21,56%. Talvez um fator que tenha colaborado com este erro, é o fato do aço inoxidável austenítico ser altamente encruável e com isso, à medida que o desgaste aumenta, o encruamento também aumenta e a resistência da peça é elevada e com ela a temperatura e potência de corte como pode ser verificado nos gráficos das Figuras 4.8 à 4.11 e deste modo, fazendo com que a realidade do corte não seja a mesma que a previsão do programa. Outro fator, pelo mesmo motivo da encruabilidade, é o fato de que para avanços pequenos a cada passe a ferramenta encontra uma zona altamente encruada, isto faz com que o mesmo problema citado acima possa ocorrer novamente. Além destes fatores o programa para gerar a equação expandida de Taylor não leva em consideração o fato do processo utilizado (fresamento) ser descontínuo, onde diferentemente do torneamento contínuo existem choques térmicos e mecânicos inerentes da entrada e saída da ferramenta de corte, o que gera tensões cíclicas (Ferraresi, 1977). Além disso, possíveis erros de medição de $VB_{máx}$ pode ter sido maximizados ao se apresentar equação de Taylor na forma logarítmica (Santos, 1996).

Apesar destes fatores, os resultados podem ser considerados favoráveis visto que resultados obtidos por Santos (1996) no fresamento do aço ABNT 1045 atingiu erro médio da ordem de 40%, um fator que talvez poderia explicar esta discrepância entre valores de erro entre os aços ABNT 304 e o ABNT 1045 é o fato de que os aços inoxidáveis 304 são fabricados de maneira muito mais controlada, apresentando menores variações estruturais e com isso uma usinagem mais homogênea.

5.2 - Potência de corte

Os resultados de potência de corte, foram em quase sua totalidade favoráveis ao aço inoxidável 304M, o que pode ser visto nos gráficos das Figuras 4.8 à 4.11, onde para todos a potência de corte foi menor para o aço 304M. Apenas para o gráfico da Figura 4.8 ocorreu uma inversão a partir do 26º minuto de teste. Diante do restante dos resultados não existe fator predominante que justifique esta mudança de comportamento. Talvez, uma possível variação na microestrutura do material que seria mais provável no material convencional visto que este é produzido por lingotamento convencional ao passo que o 304M é produzido por lingotamento contínuo, o que lhe proporciona, uma menor variação estrutural.

Os resultados obtidos nos gráficos das Figuras 4.9 à 4.11 podem ter como uma das justificativas que os expliquem o fato do material modificado ter uma dureza em níveis que o deixa um pouco mais frágil (o que é visto também nos gráficos de tensão x deformação das Figuras 3.3 e 3.4), e com isso o comprimento de contato cavaco-ferramenta e a energia para promover o cisalhamento (menor área abaixo da curva tensão x deformação) são menores para o aço 304M gerando desta forma menor força de corte e conseqüentemente, menor potência consumida. Alguns elementos podem ter contribuído na elevação da dureza como é o caso do Nitrogênio e Cobalto (ver Tabela 3.1). Além disso, como na temperatura de corte, o efeito do sulfeto de manganês e silício pode ter colaborado. No caso do sulfeto de manganês, com a melhoria da lubrificação sólida na superfície de saída da ferramenta e para o silício, melhorar a ação do sulfeto de manganês visto que deixa estas inclusões menos alongadas. Com relação novamente a composição química o tungstênio, que segundo Agarwal (1995), eleva o limite de resistência do material, colabora com o aumento da potência de corte com sua adição, visto que este aumenta as forças necessária para realizar o corte. O molibidênio, devido à sua

característica de manter alta resistência a elevadas temperaturas, pode ter feito com que o limite de resistência do material convencional não tenha sido reduzido durante a usinagem tanto quanto do modificado e com isso, também colaborou para a maior potência na realização do corte.

Elementos como chumbo, alumínio e estanho talvez por estarem em quantidades muito pequenas e pela sua pouca variação podem não ter tido grande influência na potência de corte.

A diferença de potência consumida é promovida pela diferença de força de usinagem, pois a velocidade de corte é idêntica para a usinagem dos dois materiais. Segundo Trent (1991) a força de usinagem depende efetivamente da resistência ao cisalhamento do material nos planos de cisalhamentos primário e secundário, e das áreas destes planos. Como a resistência ao cisalhamento do aço 304 é maior e sendo este mais tenaz e dútil, (sugerido pelos resultados dos ensaios de tração, apresentados nas Figuras 3.3 e 3.4), estes seriam fatores responsáveis pela maior potência de corte consumida pois necessita-se maior energia para realizar o cisalhamento, além da maior área de contato cavaco-ferramenta. Outro fator, é a possível redução da área de contato cavaco-ferramenta promovido pelo destacado efeito dos elementos denominados de “lubrificantes sólidos” no aço 304M.

5.3 - Rugosidade

Com relação ao tempo de usinagem, R_a não apresentou um padrão de comportamento bem definido, tendo aumentado nos casos dos gráficos das Figura 4.12 e 4.15 e diminuído no gráfico da Figura 4.13, ou mesmo variado de maneira não sistêmica como no gráfico da Figura 4.14. O fato da rugosidade às vezes melhorar com o tempo não é surpresa, pois para a ferramenta utilizada a aresta que gera a superfície final da peça não é a aresta principal de

corte, onde o desgaste de flanco é medido, e sim a aresta lateral (ou secundária) de corte, teoria defendida também por Sudaram e Lambert (1979) e Bonifácio e Diniz (1993) para pequenos desgastes.

Quanto à velocidade de corte, cujo aumento tende a melhorar a rugosidade (Shaw, 1984), não pôde ser avaliada visto que quando variou-se a velocidade outros parâmetros como avanço e profundidade também foram alterados, o mesmo acontece quando se variam o avanço e profundidade de corte. Entretanto, os menores níveis de rugosidade foram conseguidos para o aço 304 durante os primeiros 33 minutos de teste do gráfico da Figura 4.15, onde o menor avanço foi utilizado.

Quanto à composição química os componentes que melhoram a lubrificação como o sulfeto de manganês e os fragilizantes como carbono, nitrogênio, cobalto, cromo e nióbio tendem a melhorar o acabamento superficial, no entanto estes não foram fatores decisivos na medição da rugosidade. Um fator que talvez melhor explique uma variação tão grande nos resultados, é o fato de que talvez o comprimento amostrado não represente significativamente a superfície gerada ou mesmo a ocorrência de vibrações durante os testes. Resultados similares também foram encontrados por Abrão (1995) e Bonifácio e Diniz (1993).

5.4 - Cavacos

Os cavacos produzidos durante o corte dos aços inoxidáveis austeníticos coletados no início dos testes não apresentaram grandes variações o que pode ser visto em exemplos nas Figuras 4.16a e 4.16b. Invariavelmente os cavacos formados foram contínuos e tubulares, tendo alguma variação apenas com relação ao tempo de corte. Os cavacos coletados ao final dos testes (Figuras 4.17a e 4.17b) tenderam a perder a forma tubular, isto porque o

crescimento do desgaste promove alterações nos raios de curvaturas naturais, portanto gerando cavacos de forma não homogênea. Essa variação, entretanto ocorreu nos cavacos dos dois aços. A quantidade de elementos de livre corte nestes materiais pode ter sido suficiente para mudar outros parâmetros, mas não o suficiente para promoverem a maior fragmentação dos cavacos produzidos, fato também observado por Trent (1991), daí a semelhança das formas e classes dos cavacos obtidos para os dois aços. Com o aumento do desgaste de flanco, a temperatura de corte também aumentou e com isso, houve queima do cavaco, sendo evidenciada pela mudança de cor destes, tendendo a cor azulada. Um fato que também colaborou para a pouca variação dos cavacos pode ter sido o próprio processo utilizado (fresamento). Se o processo utilizado fosse o torneamento contínuo diferenças poderiam ser evidenciadas e deste modo também se poderia verificar com maior clareza se os cavacos produzidos pelos aços inoxidáveis austeníticos 304 e 304M são uma possível fonte de problemas para a execução do corte.

5.5 - Temperatura de Corte

Com relação à temperatura de corte, os resultados obtidos podem ser considerados satisfatórios pois valores similares foram encontrados por Trent (1991), como mostrado na Figura 2.21. Comparando os materiais, verifica-se que a temperatura de corte sempre foi inferior durante a usinagem do aço 304M, isto pode ser visto nas Figuras 4.18 à 4.22 (valores podem ser vistos nas Tabelas II.18 à II.22 no anexo II). Na Figura 4.18 variou-se a velocidade de corte para um avanço por dente de 0,079 mm/rev, e na Figura 4.19, variou-se novamente a velocidade de corte mas, para um avanço por dente de 0,149 mm/rev. Os resultados obtidos foram coerentes pois a medida que a velocidade aumenta, há um aumento na temperatura de

corde, pois com o aumento de V_c , maior é a energia fornecida para o sistema e utilizada no cisalhamento, teoria defendida também por Boothroyd (1981). Na Figura 4.18 foi verificado que a medida que a temperatura aumentou, ocorreu um distanciamento entre as curvas, o que foi verificado também no gráfico da Figura 4.19. Nos gráficos das Figuras 4.20 e 4.21, manteve-se a velocidade e profundidade constante e variou-se o avanço, o resultado foi o esperado uma vez que a temperatura teve um acréscimo, porém em menor grau que quando variando-se a velocidade de corte, resultado que coincide com os apresentados por Machado e Silva (1993). Isto ocorre porque tanto o avanço como a profundidade de corte aumentam a área de contato requerendo maior energia para o cisalhamento (Boothroyd, 1981). Na Figura 4.22, o parâmetro variado foi a profundidade de corte e o resultado foi o esperado com uma ligeira ascensão da temperatura com o aumento da profundidade de corte.

A teoria de usinagem sugere que praticamente todo o trabalho desenvolvido para a formação do cavaco se transforma em calor, e este é responsável direto pela elevação da temperatura de corte. A maior resistência e tenacidade apresentada pelo material 304 tende a aumentar a temperatura por exigir maior energia no trabalho de cisalhamento. Outro fator, possivelmente pode ser a área de contato cavaco-ferramenta que deve ser maior no aço 304 devido a sua maior ductilidade além, de que todos aqueles elementos que contribuem para uma maior fragilização do material e/ou tem ação lubrificante (os chamados lubrificantes sólidos), vão reduzir a área de contato cavaco-ferramenta, e por conseguinte a geração de calor e temperatura de corte. De posse da composição química mostrada na Tabela 3.1, existem alguns fatores que podem ter contribuído para os resultados aqui obtidos. O maior teor de molibidênio no aço 304 (0,4 contra 0,24% do 304M) pode ser um dos responsáveis, pois segundo Trent (1991) com o aumento do teor de molibidênio aumenta-se a resistência do material e por consequência a energia necessária ao cisalhamento e a temperatura de corte.

Embora seja pequena a quantidade de enxofre em ambos os materiais, esta é maior no 304M e juntamente com o maior teor de manganês faz com que seja formado uma quantidade maior de sulfeto de manganês o que facilita a saída do cavaco diminuindo a energia necessária ao cisalhamento e com isso, a temperatura de corte (Metals Handbook, 1988 e Chiaverini, 1988). Também com pouca variação de composição química, o silício que tem a função de deixar as inclusões de sulfeto de manganês menos alongadas, possui maior teor no material modificado, o que pode facilitar o corte do material e diminuir a temperatura de corte. O carbono também influencia no efeito do enxofre diminuindo o efeito do sulfeto de manganês pois com o aumento do teor de carbono ocorre maior formação de carbonetos duros que atacam mais rapidamente a ferramenta inibindo o efeito do sulfeto.

O teor de tungstênio é menor para o aço inoxidável austenítico 304M (0,09% contra 0,17% para 304), isto faz com que o material modificado possua menor resistência a elevadas temperaturas facilitando desta forma o corte (Agarwal, 1995 e Metals Handbook, 1988). De maneira similar, Padilha e Guedes (1994) afirmam que o tungstênio aumenta o limite de resistência do aço inoxidável austenítico e por sua vez a temperatura de corte, instalando-se na rede austenítica de modo substitucional.

Algumas composições químicas de certo modo se tornam contraditórias em relação aos resultados obtidos. É o caso do nitrogênio, cromo, níquel, nióbio e cobalto, que segundo Metals Handbook (1988), Trent (1991) e Agarwal (1995), estes componentes têm como resultado esperado com sua adição a ação de elevar a temperatura de corte. Elementos como nitrogênio, cobalto e nióbio podem ter auxiliado na redução da tenacidade do material modificado em relação ao convencional, fazendo com que o 1º apresentasse uma saída de cavaco mais livre, não havendo tanta aderência na superfície de saída, e com isso menores temperaturas de corte.

Devido a pequena quantidade de carbono o cromo, que tem o poder de formação de carbonetos duros e abrasivos, pode não ter encontrado uma quantidade suficiente para a formação de carbonetos em número que pudesse vir a ser prejudicial.

Elementos como o alumínio e chumbo que quando adicionados ao aço inoxidável austenítico podem funcionar como lubrificantes e até podendo facilitar a quebra de cavacos (Metals Handbook, 1988), estão em quantidades muito pequenas e deste modo devem ter tido uma influência muito pequena, o mesmo acontecendo com o estanho.

6 - CONCLUSÕES

A análise dos resultados permite que as seguintes conclusões sejam obtidas:

- As ferramentas de metal duro revestido apresentaram maior resistência ao desgaste quando usinando o aço inoxidável austenítico 304 modificado em comparação com o 304 convencional, simulando-se as equações expandidas de Taylor, verificou-se uma superioridade em termos de vida de ferramenta quando usinando o aço inoxidável austenítico 304M, em todo campo de velocidade de corte recomendado.
- De modo geral, a potência de corte foi menor quando usinando o aço inoxidável 304M do que quando usinando o aço 304, e aumentou com o tempo de usinagem.
- A rugosidade medida durante o fresamento não apresentou um comportamento padrão, e o número de ensaios não foi suficiente para que se tire qualquer conclusão a respeito do parâmetro Ra.
- Os cavacos produzidos durante a usinagem não apresentaram diferenças significativas em nenhuma circunstância.
- As modificações promovidas ao aço 304M não foram suficientes para alterar a classificação dos cavacos obtidos nos testes de fresamento.
- As temperaturas na interface cavaco-ferramenta sempre foram menores quando usinando o aço inoxidável austenítico com modificações na composição química. Aumentando o tempo de usinagem, velocidade de corte, avanço e profundidade de corte obteve-se a elevação da temperatura, como era previsível.
- No geral o aço 304M apresentou um comportamento de usinagem melhor que o aço 304. Isto deve servir de estímulo aos fabricantes de materiais, principalmente daqueles considerados

de difícil usinagem, a promoverem alterações similares em seus produtos, visando a melhoria na usinabilidade, o que pode representar grandes economias em seus processamentos.

7 - SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

- Investigar os principais mecanismos de desgaste envolvidos durante o fresamento do aço inoxidável austenítico, através de microscopia eletrônica de varedura.
- Investigar as forças de corte e o efeito dos principais parâmetros de corte sobre as mesmas.
- Estudar a formação do cavaco para o torneamento contínuo.
- Investigar temperatura no fresamento através do método do termopar implantado.
- Verificar o efeito de diversos tipos de fluido de corte na vida da ferramenta, potência de corte, temperatura de corte e rugosidade superficial.
- Analisar a presença de inclusões ou componentes que justifique o comportamento do aço 304M, que apesar de mais duro apresentou melhor usinabilidade em termos de vida, potência e temperatura de corte.

8 - REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- ABRÃO, A. M. (1995);** “The Machining of Annealed and Hardened Steels Using Advanced Ceramic Cutting Tools”, Tese de Doutorado, Universidade de Birmingham, Inglaterra.
- AGARWAL, D. C. and HERDA, W. R. and BRILL, U. (1995);** “Combat High-Temperature Corrosion”, Advanced Material & Processes, Vol. 148, number 4, pag. 42-45.
- ALBRECHT, P (1956);** “Microtecnic”.
- ANSI / ASME (1985);** “Surface Texture (Surface Roughness, Waviness and Lay)”, B 46.1, American Society of Mechanical Engineers.
- BHATIA, S. M. and PANDEY, P. C. and SHAN, H. S. (1978);** “Thermal Cracking of Carbide Tools During Intermittent Cutting”, Wear, 51, p. 210 - 211.
- BYRNE, G. (1987);** “Thermoelectric Signal Characteristics and Average Interfacial Temperatures in the Machining of Metals Under Geometrically Defined Conditions”, Int. J. Mach. Tools Manufact., vol. 27 (2), p. 215 - 224.
- BOEHS, L.; PEIXOTO, F. L. e REZENDE, D. F. (1995);** “Fresamento do Inconel 625 com Diferentes Formas e Materiais de Ferramentas”, XIII COBEM/CIDIM, Belo Horizonte - MG.
- BONIFÁCIO, M. E. R. and DINIZ, A. E. (1993);** “Correlating Tool Wear, Tool Life, Surface Roughness and Tool Vibration in Finish Turning With Coated Carbide Tools”, Wear, 173, p. 137 - 144.
- BOOTHROYD, G. (1963);** “Temperatures in Orthogonal Metal Cutting”, Industrial Administration and Engineering Production Group Applied Mechanics Group, Vol 117, n. 29.
- BOOTHROYD, G. (1981);** “Fundamentals of Metal Machining an Machine Tools”, International Student Edition, McGraw Hill, 5th printing, ISBN 0 - 7 - 085057 - 7.
- BRAGA, D. U.; DINIZ, A. E. e CUPINI, N. L. (1993);** “Monitoramento Indireto da Vida da Ferramenta de Torneamento Usando Parâmetros Elétricos da Máquina-Ferramenta”, Revista Brasileira de Ciências Mecânicas, vol. XV, nº 3, p. 210 - 220.
- BRAIDEM, P. M. (1967);** “The Calibration of Tool/Work Thermocouples”, Proc. 8th Int. Machine Tools Design and Research, Birmingham, p. 653 - 665.

CHAKRAVERTI, G; PANDEY, P. C. and MEHTA, N. K. (1984); “Analysis of Tool Temperature Fluctuation in Interrupted Cutting”, Precision Engineering, Vol. 6, a984, p. 99 - 105.

CHIAVERINI, V. (1988); “Aços e Ferros Fundidos”, ABM, 4a ed. São Paulo.

COOK, N. H. and FINNIE, I. and SHAW, M. C. (1954); “Discontinuous chip formation”, Transactions of the ASME, p. 153 - 162.

DEARNLEY, P. A. and TRENT, E. M. (1982); “Wear Mechanisms of Coated Carbides Tools”, Metals Technology, Vol. 9, pág 60 - 75.

DUARTE, M. A. V. (1994); “Ajuste de Modelos Dinâmicos de Estruturas Com Não Linearidades Concentradas”, Tese de Doutorado, Universidade Estadual de Campinas, Campinas, SP, Brasil.

ECIL; “Pirometria”, Catálogo Geral.

FERNANDES, J. R. S. (1993); “Projeto e Fabricação de um Dispositivo para Medição de Temperatura de Corte no Processo de Torneamento” - Relatório Técnico, Iniciação Científica, CNPq/UFU, Uberlândia, Minas Gerais.

FERRARESI, D. (1977); “Fundamentos da usinagem dos metais”, Editora Edgard Blücher LTDA.

ISO 3685 (1977); “Tool Life Testing With Single Point Turning Tools”.

KABALDIN, Y. G. (1980); “Temperature and Adhesion in Continuous and Interrupted Machining”, Machines and Tooling, vol. 51, p 33 - 36.

KALPAKJIAN, S. (1984); “Manufacturing Processes for Engineering Materials”, Ed. Addison-Wesley Publishing Company.

KRAMER, B. M. (1987); “On Tool Material for High Speed Machining”, Journal of Engineering for Industry, vol. 109.

LAMBERT, H. J. (1962); CIRP Annalen - Proc. Inst. Prod. Eng. Res.

LE MAIRE, J. C. and BACKOFEN, W. A. (1972); "Adiabatic Instability in Orthogonal Cutting of Steel", Metal Trans., vol. 3, p. 477 - 481.

LEYENSETTER, W (1956); Z. Ver. Deutscher Ing.

LIN, J. and SHINN-LIANG, L. and CHENG, I. W. (1992); "Estimation of Cutting Temperature in High Speed Machining", Journal of Engineering Material and Technology", 114, p. 289 - 296.

MACHADO, A. R. (1991); "Condições da Interface Cavaco-Ferramenta, Parte I: Generalidades", XI Congresso Brasileiro de Engenharia Mecânica - São Paulo, SP - Brasil.

MACHADO, A. R. (1991); "Condições da Interface Cavaco-Ferramenta, Parte II: Implicação na Usinagem dos Metais", XI Congresso Brasileiro de Engenharia Mecânica - São Paulo, SP - Brasil.

MACHADO, A. R. e SILVA, M. B. (1993); "Usinagem dos metais", Departamento de Engenharia Mecânica, UFU, Uberlândia - MG.

METALS HANDBOOK (1988); "Atlas of Microstructures of Industrial Alloy" - American Society for Metals, 8th ed., Vol. 7, Metals Park. Ohio 44073.

METALS HANDBOOK (1989); "Machining", 9º ed., vol. 16.

NAKAYAMA, K. and SHAW, M. C. and BREWER, R. C. (1966); "Relationship Between Cutting Forces, Temperature, Built-up Edge and Surface Finish", Annal of C.I.R.P., vol. 14, p. 211 - 223.

NOVASKI, O. (1991); "Custos de Usinagem", Campinas, SP: Ed. da UNICAMP.

PADILHA, A. F. e GUEDES, L. C. (1994); "Aços Inoxidáveis Austeníticos", Hemus Editora Ltda., São Paulo.

PALMER, W. B. and RIAD, M. S. (1967); "Modes of Cutting With Discontinuous Chip", Proc. 8th conf. IMTDR, p. 259 - 279.

PALMAI, Z. (1987); "Cutting Temperature in Intermittent Cutting", International Journal of Machine Tools Manufacture, Vol. 27, pág. 261 - 274.

- PEKELHARING, A. J. (1978);** “The Exit Failure in Interrupted Cutting”, Annals of CIRP, p. 5 -10.
- RECHT, R. F. (1964);** “Catastrophic Termoplastic Shear”, Trans. ASME, Journal Applied Mechanics, p. 189 - 193.
- RICHARDS, N. and ASPINWALL, D. (1989);** “Use of Ceramic Tools for Machining Nickel Based Alloys”, Int. Journal Mach Tools Manufac., vol 29, pp 575 - 588.
- SANDVIK COROMANT (1991);** “Heramientas de tornear”, Catálogo Sandvik.
- SANTOS, A. L. B. and DUARTE, M. A. V. and MACHADO, A. R. and da SILVA, A. D. (1995);** “Otimização de Ensaio Utilizados na Determinação dos Coeficientes da Equação de Taylor Expandida”, COBEM.
- SANTOS, A. L. B. (1996);** “Otimização de Ensaio Utilizados na Determinação dos Coeficientes da Equação de Taylor Expandida”, Tese de Mestrado, Universidade Federal de Uberlândia.
- SHAW, M. C. and BER, A. AND MAMIN, P. A. (1960);** “Friction Characteristics of Sliding Surfaces Undergoing Subsurface Plastic Flow”, Journal of Basic Engineering.
- SHAW, M. C.; THURMAN, A. L. and ARLGREN, H. J. (1966);** “A Plascidity Problem Involving Plane Strain and Plane Stress Simulataneously: Groove Formation in the Machining of High-Temperature Alloys”, Trans. ASME, J. Eng. Ind., pp 142 - 146.
- SHAW, M. C. (1971);** “Fundamentals of Wear”, Annals of the C.I.R.P., vol. XVIV, p. 533 - 543. -
- SHAW, M. C. (1984);** “Metal Cutting Principles”, Oxford University Press, ISBN 0 - 19 - 859002 - 4.
- SHOUCKRY, A. S. (1982);** “The Effect of Cutting Conditions on Dimensional Accuracy”, wear, vol. 80, p. 197 - 205.
- SIBEL, E. (1955);** “Handbuch der Werkstoffprüfung, Die Prüfung der Metallischen Werkstoffe”, Berlin, Springer Verlag, vol. 2.
- SILVA, A. D. (1994);** “Uma Metodologia Para Otimização Automática de Parâmetros de Usinagem”, Tese de Doutorado, Universidade Federal de Santa Catarina, S.C., Brasil.

- SMITH, G. T. (1989);** “Advanced Machining the Handbook of Cutting Tecnology”, IFS Publications.
- SUNDARAM, R. M. and LAMBERT, B. K. (1979);** “Surface Roughness Variability of AISI 4140 Steel in Fine Turning Using Carbide Tools”, Int. J. Prod. Res., 17 (3), p. 249 - 258.
- TAY, A. O. and STEVENSON, M. G. and DAVIS, G. V., (1974);** “Using the Finite Element Method to Determine Temperature Distribution in Orthogonal Machining”, Proc. Inst. Mech. Eng., vol. 188, p. 627 - 638.
- TELLES, P. C. da S. (1989);** ”Materiais Para Equipamentos de Processo”, Editora Copyright, 4. ed., Rio de Janeiro, Brasil.
- THE, J. H. L. (1977);** “High-Speed Films of the Incipient Cutting Process in Machining at Conventional Speeds”, Journal for Engineering for Industry, p. 263 - 268.
- TRENT, E. M. (1963);** “Cutting Steel and Iron With Cemented Carbide Tools - Part II: Conditions of Seizure at the Tool/Work Interface”, Journal of the Iron and Stell Institute, p. 23 - 32.
- TRENT, E. M. (1988a);** “Metal Cutting and the Tribology of Seizure. I - Seizure in Metal Cutting”, Wear, 128, p. 29 - 45.
- TRENT, E. M. (1988b);** “Metal Cutting and the Tribology of Seyzure. II - Movement of Work Materials Over the Tool in Metal Cutting”, Wear, 128, p. 47 - 64.
- TRENT, E. M. (1988c);** “Metal Cutting and the Tribology of Seizure. III - Temperatures in Metal Cutting”, Wear, 128, p. 65 - 81.
- TRENT, E. M. (1991);** “Metal Cutting”, 3a. ed. London, Butterworths.
- VIEREGGE, G. (1959);** “Zerspanung der Eisenwerkstoffe”, Düsseldorf, Verlag Stahleisen M. B. H.
- WALLACE, P. W. and BOOTHROYD, D. G. (1964);** “Tool Force and Tool Chip Friction in Orthogonal Machining”, Mech. Eng. Sce., vol 6, pp. 74 - 87.
- WALLBANK, J. (1979);** “Structure of Built-up Edge Formed in Metal Cutting”, Metals Technology, pp 145 - 153.

WALLBANK, J. (1991); “Developments in Tool Materials”, 2nd International Conference on the Behaviour of Materials in Machining.

WILLIAMS, J. E. and ROLLANSON, E. C. (1970); “Metallurgical and Practical Machining Parameters Affecting Built-up Edge Formation in Metal Cutting”, Journal Inst. Metals, vol. 98, pp 144 - 153.

WRIGHT, P. K.; HORNE, J. G. and TABOR, D. (1979); “Boundary Conditions at the Chip-Tool Interface in Machining: Comparisons Between Seizure and Sliding Friction”, Wear, vol. 54, 1979, pp 371 - 390.

WRIGHT, P. K. (1981); “Frictional Interactions in Machining: Comparisons Between Transparent Sapphire and Steel Cutting Tools”, Metals Technology, p. 150 - 160.

WRIGHT, P. K. and TRENT, E. M. (1973); “Metallographic Methods of Determining Temperature Gradients in Cutting Tools”, Journal of the Iron and Steel Institute, p. 364 - 368.

YOUNG, H. T. and MATHEW, P. and OXLEY, P. L. B. (1984); “Predicting Cutting Forces in Face Milling”, Int. J. Mach. Tools Manufact., vol. 34, n° 6, p. 771 - 783.

ZOREV, N. M. (1963); “Interrelationship Between Shear Process Along Tool Face and on Shear Plane in Metal Cutting”, Proc. Int. Prod. Eng. Res. Conf., Pittsburgh, Pennsylvania, USA, p. 42 - 49.

9 - ANEXOS

ANEXO I

O artigo anexo intitula-se "OTIMIZAÇÃO DE ENSAIOS UTILIZADOS NA DETERMINAÇÃO DOS COEFICIENTES DA EQUAÇÃO DE TAYLOR EXPANDIDA" de autoria de Santos, Duarte, Machado e Silva foi apresentado no COBEM em 1995 e explica o procedimento realizado na determinação dos coeficientes quando utilizando o programa de otimização de parâmetros.

OTIMIZAÇÃO DE ENSAIOS UTILIZADOS NA DETERMINAÇÃO DOS COEFICIENTES DA EQUAÇÃO DE TAYLOR EXPANDIDA

André Luis Beloni Santos, Aluno de mestrado em Engenharia Mecânica.
 Marcus A. V. Duarte, Álisson R. Machado e Alexandre D. da Silva, Prof.
 Departamento de Eng. Mecânica
 Universidade Federal de Uberlândia - Minas Gerais - Brasil

RESUMO

Quando se programa ensaios de usinagem para a determinação dos coeficientes da equação de Taylor, a metodologia seguida pode apresentar resultados pouco confiáveis. Neste trabalho, é apresentado um procedimento de otimização que gera o melhor conjunto de parâmetros de corte para ser utilizado em ensaios para o ajuste dos coeficientes da equação de Taylor, para um dado procedimento de usinagem. É apresentado um procedimento para a determinação de intervalos de confiabilidade dos coeficientes da equação de Taylor e dos tempos de vida de ferramentas. Como exemplo, estes procedimentos são utilizados em ensaios de usinabilidade de torneamento de aço.

INTRODUÇÃO

Devido à complexidade e principalmente ao envolvimento de um grande número de variáveis no processo de usinagem, pode-se afirmar que ainda não existe modelo matemático confiável que possa equacionar de forma completa este problema, pelo menos a nível de aplicação industrial. A equação de Taylor é por tradição, um dos modelos mais adotados e como consequência disto surgiram bancos de dados de corte e coeficientes desta equação provenientes de fontes tanto ligadas às atividades de pesquisa em usinagem como também do setor industrial (Consalter 1985). Na pior das hipóteses, os coeficientes da equação de Taylor, estimados a partir de resultados experimentais, são utilizados para efeitos de comparação de desempenho de ferramentas e procedimentos de fabricação (Genari 1994). Normalmente, os coeficientes da equação de Taylor são avaliados utilizando-se os estimadores de mínimos quadrados em conjunto com uma série de valores medidos para diversas condições de usinagem. Infelizmente, nenhum critério é observado, quer seja no projeto dos experimentos, quer seja na confiabilidade dos valores estimados para os coeficientes. Com relação à confiabilidade dos coeficientes, é possível estimar um intervalo de confiança para os mesmos (da Silva, 1994), quando da utilização do estimador seqüencial de máximo à posteriori. Com relação ao projeto do experimento, Duarte e Arruda (1993) apresenta um critério de experimento ótimo, baseado na razão entre os valores singulares máximos e mínimos da matriz de sensibilidade, que pode ser facilmente aplicado para a determinação do melhor conjunto de parâmetros de usinagem (V_c , f e a_p) que devem ser utilizados para a estimação dos coeficientes da equação de Taylor. Neste trabalho, será proposto um estimador para a confiabilidade da equação de Taylor, cujos coeficientes foram estimados via procedimentos de mínimos quadrados comuns e será apresentado um procedimento computacional para a determinação dos parâmetros de corte ótimos a serem utilizados em procedimentos de identificação dos coeficientes da equação de Taylor para processos de usinagem.

CONFIABILIDADE DA EQUAÇÃO DE TAYLOR

Para a utilização do estimador de mínimos quadrados na determinação dos coeficientes da equação de Taylor, é

necessário, primeiramente, linearizar o problema. A linearização é conseguida aplicando-se a função logarítmica em ambos os lados da equação de Taylor estendida (Stemmer, 1989), resultando na equação 1.

$$\ln V_c = \ln C + E \ln f + F \ln a_p + G \ln T + H \ln V_B \quad (1)$$

onde \ln significa logaritmo Neperiano, V_c é a velocidade de corte, f é o avanço, a_p é a profundidade de corte, T é o tempo de vida e V_B é o desgaste de flanco médio (ISO 3685, 1977), que terá um valor máximo correspondente ao critério de fim de vida da ferramenta.

Pode-se arranjar a equação 1 de tal maneira que, na forma matricial, a mesma pode ser expressa por:

$$Y = Xb \Rightarrow \begin{Bmatrix} \ln VB_1 \\ \ln VB_2 \\ \ln VB_3 \\ \vdots \\ \ln VB_N \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} 1 & \ln V_{c1} & \ln f_1 & \ln a_{p1} & \ln T_1 \\ 1 & \ln V_{c2} & \ln f_2 & \ln a_{p2} & \ln T_2 \\ 1 & \ln V_{c3} & \ln f_3 & \ln a_{p3} & \ln T_3 \\ \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots \\ 1 & \ln V_{cN} & \ln f_N & \ln a_{pN} & \ln T_N \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} C^* \\ H^* \\ G^* \\ E^* \\ F^* \end{Bmatrix} \quad (2)$$

onde, $C^* = -\ln C/H$, $H^* = -1/H$, $G^* = -G/H$, $E^* = -E/H$, $F^* = -F/H$ e N é o número de dados experimentais.

Utilizando-se o procedimento dos Mínimos Quadrados Comum, a melhor estimada para o vetor b resulta na equação da norma mínima, ou seja:

$$b = (X^T X)^{-1} X^T Y \quad (3)$$

Com as hipóteses de ruído branco, com variância constante s^2 e aditivo às medições de V_B , demonstra-se que o termo V , na equação 3, está relacionado com a confiabilidade com que os coeficientes b são estimados (Beck, 1985). Para valores de N maiores do que 50, uma boa estimativa para o desvio padrão σ_i do i -ésimo parâmetro p_i , é calculado pela

equação 4, onde: V_{ii} é o i-ésimo valor da diagonal de V e N_p é o número de coeficientes a serem estimados.

$$\sigma_i = V_{ii} \sqrt{\frac{(Y - Xb)^T (Y - Xb)}{N - N_p}} \quad (4)$$

Com as equações 3 (valores médios) e 4 (variância), as distribuições dos valores estimados para os coeficientes super-índice * estão completamente determinadas. Porém, o que interessa é a confiabilidade dos coeficientes C, H, G, E e F. Para o cálculo do intervalo de confiabilidade destes coeficientes e posteriormente para o tempo de vida T, utiliza-se uma aproximação (Doeblin, 1983) de uma função de várias variáveis pelos dois primeiros termos de uma expansão em série de Taylor.

Como exemplo, seja z uma variável relacionada, através da função f com as variáveis independentes x e y. Conhecendo-se os intervalos Δ de confiança α para as variáveis x e y, pode-se escrever:

$$z + \Delta z = f(x + \Delta x, y + \Delta y) \quad (5)$$

Expandindo-se a equação em série de Taylor e restando os dois primeiros termos, obtém-se:

$$z + \Delta z \cong f(x, y) + \frac{\partial f(x, y)}{\partial x} \Delta x + \frac{\partial f(x, y)}{\partial y} \Delta y \quad (6)$$

Uma vez que $z = f(x, y)$, tem-se que o intervalo de confiança Δz para a variável z pode ser aproximada pela equação 7.

$$\Delta z \cong \frac{\partial f(x, y)}{\partial x} \Delta x + \frac{\partial f(x, y)}{\partial y} \Delta y \quad (7)$$

CRITÉRIO DE EXPERIMENTO ÓTIMO

Um dos grandes problemas em ajuste de modelos, reside na escolha do melhor conjunto de dados experimentais que deverão ser usados para a estimação dos coeficientes da equação do modelo, ou seja, a escolha do experimento ótimo. Para a escolha do experimento ótimo é preciso, inicialmente, definir um critério de experimento ótimo e através da minimização ou maximização deste critério, projetar o melhor experimento para ser utilizado no ajuste dos coeficientes desconhecidos do problema.

Da equação 3, observa-se que o grau de precisão com que os coeficientes da equação de Taylor são ajustados é completamente dependente do condicionamento da inversa da matriz $X^T X$. Em vista disto, vários critérios de experimento ótimo, para ajuste de modelos, foram propostos, baseados no produto $X^T X$. Dentre estes critérios, pode-se destacar a maximização da soma dos termos da diagonal de $X^T X$ e a maximização do valor singular mínimo da matriz X (Beck e Arnold, 1985). Duarte e Arruda (1993), propôs a minimização do número de condicionamento, NC na equação 8, ou seja: a minimização da razão entre os valores singulares máximo (MaxVSX) e mínimo (MinVSC) da matriz X.

$$NC = \frac{\text{MaxVSX}}{\text{MinVSC}} \quad (8)$$

A grande vantagem de se utilizar a equação 8 como critério de experimento ótimo reside no fato de que, a inversa dos valores singulares estão diretamente relacionada com a precisão da estimação (Beck, 1985). Portanto, a escolha de um conjunto de experimentos que minimize a equação 8 resulta em um conjunto de coeficientes, estimados com a mesma precisão. Por resultar em estimadas com intervalos de confiança (percentuais) da mesma ordem de grandeza, a equação 8 será utilizada neste trabalho como critério de experimento ótimo.

PROJETO DO EXPERIMENTO ÓTIMO

Na implantação de um procedimento para a determinação dos parâmetros de usinagem ótimos, para o ajuste dos coeficientes da equação de Taylor, dois grandes problemas tiveram que ser contornados. O primeiro é que para um dado conjunto de parâmetros de usinagem, não se sabe, a priori, quantos intervalos de tempo serão usados na montagem da matriz X (equação 2). O segundo problema reside no fato de que a equação 8 é fortemente não linear, o que implica nas dificuldades inerentes de otimização de modelos não lineares.

O primeiro problema foi resolvido pela divisão do problema de experimento ótimo em dois problemas distintos: no primeiro problema utiliza-se um critério de fim de vida baseado em VB e conseqüentemente T passa a ser a variável dependente (fim de vida). Este procedimento resulta na redução de uma ordem (a variável T) no número de dados do problema de ajuste. Após a realização dos ensaios previstos pelo critério de experimento ótimo do problema reduzido, faz-se o ajuste dos coeficientes da equação de Taylor, e estes coeficientes são então utilizados para uma estimativa dos tempos utilizados na equação 2 para a construção da matriz X.

Devido ao alto grau de não linearidade da função objetivo (equação 8) a ser minimizada, e ao custo computacional relativamente baixo para o cálculo de NC, optou-se neste trabalho pela utilização de um procedimento de otimização baseado em busca aleatória, devido a robustez e eficiência apresentada por este procedimento nestes casos (Himmelblau, 1972).

O procedimento completo para o projeto do experimento ótimo consiste em:

- 1 - O usuário define os intervalos máximos e mínimos para os parâmetros de corte Vc, f e ap. O intervalo mínimo de tempo entre as leituras, bem como o tempo máximo esperado para um ensaio, também são definidos pelo usuário.
- 2 - Na falta de conhecimento prévio, a respeito dos valores dos coeficientes da equação de Taylor, o objetivo inicial é ajustar os coeficientes da equação 9.

$$\ln Vc = \ln(C VB_{\max}^H) + E \ln f + F \ln ap + G \ln T_{\max} \quad (9)$$

Como o interesse é o ajuste dos coeficientes da equação 1, são projetados apenas o número mínimo de ensaios (quatro) ótimos para a determinação dos coeficientes da equação 9. O procedimento para a determinação dos quatro ensaios iniciais consiste em escolher aleatoriamente cinco mil conjuntos de

quatro ensaios e escolher o conjunto que resulta no menor valor de NC.

3 - Os ensaios são realizados e os resultados, para diversas medições de VB em um mesmo ensaio, são utilizados para estimar os coeficientes, e respectivos desvios padrões da estimada, da equação 1. Caso os resultados sejam satisfatórios finaliza-se o procedimento.

4 - Uma vez estimado os valores para os coeficientes da equação 1, é possível, para um dado conjunto de parâmetros de corte, estimar o tempo de vida da ferramenta para um dado VB máximo. De posse do tempo de vida da ferramenta, e do intervalo mínimo de tempo entre as leituras de VB, monta-se a matriz X (equação 2) necessária para o cálculo do critério de experimento ótimo NC.

5 - O procedimento de otimização para escolher um novo conjunto de parâmetros de usinagem, a partir do quarto, consiste em: a) Montar um conjunto com cinco mil elementos, tendo cada elemento três parâmetros de usinagem escolhidos aleatoriamente, construir as matrizes X respectivas, englobando os dados de ensaios anteriores, e calcular os valores para NC; b) determinar a posição (kr) do pior valor de NC; c) determinar o centro de gravidade dos parâmetros restantes \bar{x} (equação 10); d) determinar uma direção de busca $d\bar{x}$ (equação 11); e) determinar um novo conjunto de parâmetros de corte x (equação 12) e calcular o valor de NC para este novo conjunto; f) voltar ao passo b até que algum critério de convergência tenha sido atingido.

$$\bar{x}_i = \frac{\sum_{\substack{k=1 \\ k \neq kr}}^{5000} x_{ik}}{4999} \quad i=1 \text{ a } 3 \quad (10)$$

$$d\bar{x}_i = \bar{x}_i - \bar{x}_{kr} \quad (11)$$

$$x_i = x_{kr} + 1.8d\bar{x}_i \quad (12)$$

6 - voltar ao passo 3.

A utilização de cinco mil pontos aleatórios no procedimento de otimização foi escolhido tendo em vista uma grande precisão, sendo que esta escolha foi possível devido ao baixo custo computacional para o cálculo de NC. Na realidade, o normal é utilizar em torno de quatro a cinco vezes o número de variáveis a serem otimizadas (Himmelblau, 1972).

RESULTADOS DE SIMULAÇÕES

Os coeficientes da equação de Taylor dependem de uma grande gama de variáveis do processo, tais como: material e geometria da ferramenta, fluido de corte, material a ser usinado, características da máquina ferramenta, etc. Por este motivo, não existem valores padrões de coeficientes que possam ser utilizados para a verificação da validade dos procedimentos desenvolvidos neste trabalho.

Para mostrar a validade dos procedimentos, de experimento ótimo e ajuste, apresentados neste trabalho serão aceitos como exatos os coeficientes estimados por Motta (1994). Estes coeficientes, mostrados na Tabela 1, são relativos ao torneamento de aço ABNT 8640 com ferramenta de metal duro, triplo-revestidas classe SANDVIK GC435, e utilizando, como fluido de corte, óleo emulsionável na concentração de 10%. Os valores estimados para os coeficientes da equação de Taylor são relativos a resultados de 9 ensaios, sendo medidos 55 valores de VB com um desvio padrão médio, estimado, de 0,0157 mm

Tabela 1: Valores de coeficientes assumidos como exatos.

C	E	F	G	H
432.633	0,779	-1,243	-0,293	-0,376

Utilizando os procedimentos de experimento ótimo desenvolvidos, foram projetados 12 ensaios. Para a simulação dos resultados dos ensaios, os valores de VB foram calculados utilizando os coeficientes da Tabela 1, sendo adicionado aos resultados valores com distribuição normal, média zero e desvio padrão de 0,0157 mm, modelando os erros de medição. Este procedimento foi utilizado tanto para os parâmetros calculados pelo critério de experimento ótimo, quanto com os parâmetros utilizados por Motta (1994), para efeitos de análise de desempenho.

A tabela 2 mostra os erros calculados para os coeficientes da equação de Taylor para os parâmetros utilizados por Motta (1994), PADRÃO, e para parâmetros calculados pelo critério de experimento ótimo com nove ensaios, OTIM9, e com doze ensaios, OTIM12. A última coluna da Tabela 2, Tm, é o tempo calculado para o tempo de vida da ferramenta, critério de fim de vida com VB = 0,3 mm, utilizando os valores médios dos parâmetros de corte, que no caso foram: Vc = 200,0 m/min, f = 0,5 mm/volta e ap = 1,5 mm.

Tabela 2 - Erro nos coeficientes da equação de Taylor

ENSAIO	C	H	E	F	G	Tm
PADRÃO	4,84	6,41	12,47	10,58	11,96	19,29
OTIM9	0,06	0,51	1,77	14,33	0,53	3,93
OTIM12	0,82	0,25	1,61	13,99	0,27	3,85

Observa-se que a utilização do critério de experimento ótimo resultou em erros menores para os valores dos coeficientes de Taylor, com exceção do coeficiente F. O valor alto (14,33 %) para o erro no cálculo do coeficiente F pode ser explicado em função da pequena sensibilidade das funções de transferência em relação a este coeficiente, visto que o erro calculado para a vida da ferramenta com os valores médios para os parâmetros de corte foi de apenas 3,92 % para os coeficientes do procedimento otimizado com nove ensaios. O aumento do erro do coeficiente C, observado no ensaio no ensaio OTIM12, foi contrabalançado pela redução do erro nos demais parâmetros, uma vez que o erro de Tm no ensaio OTIM12 diminuiu em relação ao ensaio OTIM9.

Os valores dos erros para o procedimento otimizado com nove e doze ensaios são da mesma ordem de grandeza, principalmente para o parâmetro mais importante que é Tm, indicando que não houve grandes ganhos de precisão com o aumento do número de ensaios. A Figura 01, mostra o valor percentual do desvio padrão, normalizado em relação ao valor médio, estimado para Tm em função do número de ensaios. Na estimativa dos valores de desvio padrão para Tm utilizou-se a Equação 7 em conjunto com a Equação 1.

Observa-se, da Figura 1, que os valores normalizados estimados para os desvios padrões têm uma queda significativa até o décimo ensaio, estabilizando a partir daí, ou seja, o ganho de precisão no cálculo de Tm decresce em função do aumento do número de ensaios. Portanto, a análise dos valores normalizados estimados para os desvios padrões de Tm em função do número de ensaios, é um bom critério para se avaliar a real necessidade de se fazer novos ensaios para a estimativa dos coeficientes da equação de Taylor estendida.



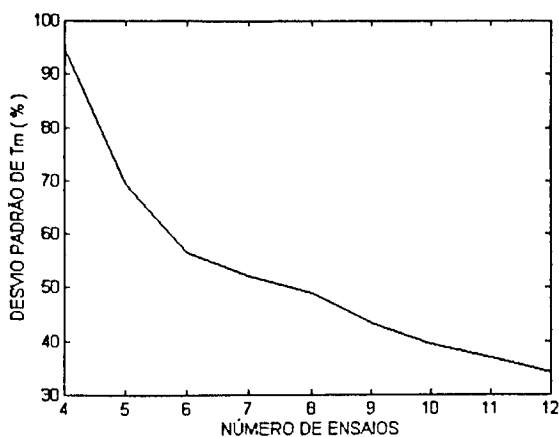


Figura 1 - Precisão de Tm vs. o número de ensaios

CONCLUSÕES

As principais conclusões que podem ser tiradas deste trabalho são:

- A utilização de critérios de experimento ótimo implicam em uma maior precisão dos valores estimados para os coeficientes da Equação de Taylor, permitindo a minimização dos custos com experimentos.
- Os intervalos de confiabilidade estimados pelas equações 4,5 e 6, são bons indicadores da precisão com que os coeficientes da equação de Taylor estão sendo estimados.
- O gradiente do desvio padrão do tempo de vida, para os valores médios dos parâmetros de corte, é um bom indicador tanto para a finalização dos ensaios experimentais, quanto para mesurar o grau de precisão global com que os coeficientes foram estimados.

ABSTRACT

The choice of a methodology for machining trials to determine the Taylor's equation coefficients must be adequate in order to avoid unreliable estimations. This work presents an optimization procedure which from the statistical point of views, generates the best set of cutting parameters to be used to adjust the Taylor's equation coefficients for an specifying machining process. A procedure to determine the confidence intervals of each coefficient and of the tool life is also presented. To check the proposed methodology the procedure was applied to a turning process.

REFERÊNCIAS

Beck, J. V. and Arnold, K. J., "Parameter Estimation in Engineering Problems", Computational Mechanics Publications, England, 1985.

Consalter, L. A., "Arquivo de Dados Tecnológicos de Usinagem para a Determinação Automática de Condições de Corte em Tornos com Comando Numérico", Dissertação de Mestrado - UFSC, Florianópolis SC.

Doebelin, E. O., "Measurement Systems Application and Design", John Willey & Sons, New York, 1989.

Duarte, M. A. V. and Arruda, J. R. F., "Updating Rotor-Bearing Finite Element Models Using Experimental Frequency Response Functions", Revista Brasileira de Ciências Mecânicas, vol. XV, Nº 2, pp. 136 - 149, fevereiro de 1993.

Gennari Jr, W., "Desempenho de Ferramentas de Cermets em Operação de Acabamento do Aço ABNT 1045", Dissertação de Mestrado, Univ. Federal de Uberlândia, MG, Brasil, 1994.

Himmelblau, D. M., "Applied Nonlinear Programming", McGrawHill, New York, 1972.

Motta, M. F., "Influência do Fluido de Corte no Torneamento do Aço ABNT 8640", Dissertação de Mestrado, Univ. Federal de Uberlândia, MG, Brasil, 1994.

Silva, A. D., "Uma Metodologia para a Otimização Automática de Parâmetros de Usinagem", Tese de doutorado, Univ. Federal de Santa Catarina, Florianópolis, SC, Brasil, 1994.

Stemmer, C. E., "Ferramentas de Corte", Editora da UFSC, Florianópolis, 1989.

ANEXO II

Á seguir as Tabelas referentes aos gráficos de resultados apresentados no capítulo 4.

II.1 - Aço inoxidável austenítico 304

Tabela II.1 - Resultados de tempo de vida, desgaste de flanco, potência de corte e rugosidade para o aço inoxidável austenítico 304 quando utilizando $V_c=104,195$ m/min, $f_z=0,231$ mm/rev e $a_p=1,523$ mm.

Medida	Tempo (min)	$VB_{m\acute{a}x}$ (mm)	Pot. (w)	R_a (μ m)
1	2.75	.070	3496	0.31
2	5.50	.111	3493	0.34
3	8.23	.111	3542	0.29
4	9.96	.217	3553	0.32
5	13.71	.218	3609	0.34
6	16.45	.242	3650	0.30
7	19.18	.409	3780	0.30
8	21.00	.493	3893	0.34
9	22.83	.528	3857	0.38
10	24.65	.598	3868	0.35
11	26.49	.651	3931	0.40
12	28.32	.676	3993	0.40
13	29.23	.693	3983	0.41
14	30.15	.720	4053	0.42

Tabela II.2 - Resultados de tempo de vida, desgaste de flanco, potência de corte e rugosidade para o aço inoxidável austenítico 304 quando utilizando $V_c=190,704$ m/min, $f_z=0,146$ mm/rev e $a_p=2,216$ mm.

Medida	Tempo (min)	$VB_{m\acute{a}x}$ (mm)	Pot. (w)	R_a (μ m)
1	0.81	.037	3409	0.45
2	2.40	.312	3734	0.36
3	3.20	.491	4077	0.32
4	4.00	.935	4455	0.29

Tabela II.3 - Resultados de tempo de vida, desgaste de flanco, potência de corte e rugosidade para o aço inoxidável austenítico 304 quando utilizando $V_c=205,106$ m/min, $f_z=0,130$ mm/rev e $a_p=1,783$ mm.

Medida	Tempo (min)	$VB_{m\acute{a}x}$ (mm)	Pot. (w)	R_a (μ m)
1	.82	.091	2867	0.37
2	1.65	.234	3055	0.38
3	2.48	.447	3399	0.29
4	3.31	1.224	3878	0.50

Tabela II.4 - Resultados de tempo de vida, desgaste de flanco, potência de corte e rugosidade para o aço inoxidável austenítico 304 quando utilizando $V_c=109,913$ m/min, $f_z=0,118$ mm/rev e $a_p=2,246$ mm.

Medida	Tempo (min)	$VB_{m\acute{a}x}$ (mm)	Pot. (w)	R_a (μ m)
1	3.42	.080	3126	0.35
2	6.83	.111	3248	0.34
3	10.35	.171	3241	0.54
4	13.70	.181	3273	0.51
5	18.82	.223	3395	0.44
6	23.95	.296	3553	0.35
7	27.37	.299	3787	0.33
8	30.77	.413	4008	0.43
9	34.19	.560	4176	0.40
10	35.87	.717	4410	0.46

Tabela II.5 - Resultados de tempo de vida e desgaste de flanco para o aço inoxidável austenítico 304 quando utilizando $V_c=100,286$ m/min, $fz=0,195$ mm/rev e $ap=1,722$ mm.

Medida	Tempo (min)	$VB_{máx}$ (mm)
1	2.16	.035
2	5.41	.065
3	8.65	.095
4	11.89	.156
5	15.14	.184
6	18.39	.198
7	21.63	.233
8	24.88	.256
9	28.12	.304
10	31.36	.346
11	34.61	.348
12	36.77	.447
13	38.93	.503
14	41.09	.588
15	42.18	.633
16	43.26	.674
17	44.34	.728

Tabela II.6 - Resultados de tempo de vida e desgaste de flanco para o aço inoxidável austenítico 304 quando utilizando $V_c=151,650$ m/min, $fz=0,240$ mm/rev e $ap=2,430$ mm.

Medida	Tempo (min)	$VB_{máx}$ (mm)
1	0.58	.091
2	1.74	.240
3	2.90	.329
4	3.48	.348
5	4.06	.388
6	4.64	.450
7	5.23	.503
8	5.81	.554
9	6.39	.670
10	7.55	.777

Tabela II.7 - Resultados de tempo de vida e desgaste de flanco para o aço inoxidável austenítico 304 quando utilizando $V_c=153,380$ m/min, $f_z=0,105$ mm/rev e $a_p=1,00$ mm.

Medida	Tempo (min)	$VB_{m\acute{a}x}$ (mm)
1	2.60	.275
2	3.90	.437
3	5.20	.774

Tabela II.8 - Resultados de tempo de vida e desgaste de flanco para o aço inoxidável austenítico 304 quando utilizando $V_c=161,431$ m/min, $f_z=0,203$ mm/rev e $a_p=2,446$ mm.

Medida	Tempo (min)	$VB_{m\acute{a}x}$ (mm)
1	0.64	.063
2	1.28	.123
3	2.57	.170
4	3.85	.500
5	4.49	.611
6	5.14	.731

Tabela II.9 - Resultados de tempo de vida e desgaste de flanco para o aço inoxidável austenítico 304 quando utilizando $V_c=171,405$ m/min, $f_z=0,151$ mm/rev e $a_p=2,407$ mm.

Medida	Tempo (min)	$VB_{m\acute{a}x}$ (mm)
1	0.81	.070
2	2.44	.149
3	4.07	.345
4	4.89	.616
5	5.70	1.068

Tabela II.10 - Resultados de tempo de vida e desgaste de flanco para o aço inoxidável austenítico 304 quando utilizando $V_c=131,699$ m/min, $f_z=0,234$ mm/rev e $a_p=2,500$ mm.

Medida	Tempo (min)	$VB_{m\acute{a}x}$ (mm)
1	1.36	.089
2	2.73	.117
3	4.10	.154
4	5.46	.288
5	6.83	.385
6	7.52	.385
7	8.20	.439
8	8.88	.440
9	9.57	.467
10	10.25	.495
11	10.93	.541
12	11.62	.602
13	12.30	.712

II.2 - Aço inoxidável austenítico 304M

Tabela II.11 - Resultados de tempo de vida, desgaste de flanco, potência de corte e rugosidade para o aço inoxidável austenítico 304M quando utilizando $V_c=104,195$ m/min, $f_z=0,231$ mm/rev e $a_p=1,523$ mm.

Medida	Tempo (min)	$VB_{m\acute{a}x}$ (mm)	Pot. (w)	R_a (μ m)
1	1.81	0.089	3175	0.34
2	4.58	0.151	3199	0.38
3	7.35	0.158	3224	0.37
4	10.08	0.178	3237	0.37
5	12.85	0.201	3286	0.40
6	15.62	0.201	3322	0.37
7	18.42	0.210	3374	0.45
8	21.20	0.279	3469	0.33
9	23.97	0.326	3595	0.41
10	25.82	0.436	3735	0.39
11	26.74	0.479	3756	0.39
12	27.65	0.494	3794	0.41
13	28.58	0.494	3864	0.42
14	29.48	0.494	3990	0.44
15	30.40	0.499	4088	0.44
16	31.30	0.520	4162	0.43
17	32.23	0.541	4172	0.56
18	33.15	0.562	4217	0.45
19	34.06	0.583	4231	0.42
20	34.98	0.603	4316	0.37
21	36.82	0.627	4427	0.49
22	38.65	0.757	4522	0.53

Tabela II.12 - Resultados de tempo de vida, desgaste de flanco, potência de corte e rugosidade para o aço inoxidável austenítico 304M quando utilizando $V_c=190,70$ m/min, $f_z=0,146$ mm/rev e $a_p=2,216$ mm.

Medida	Tempo (min)	$VB_{m\acute{a}x}$ (mm)	Pot. (w)	R_a (μ m)
1	.78	0.025	3178	0.49
2	1.57	0.130	3216	0.44
3	2.37	0.301	3300	0.51
4	3.97	0.531	3605	0.47
5	4.75	0.995	3860	0.43

Tabela II.13 - Resultados de tempo de vida, desgaste de flanco, potência de corte e rugosidade para o aço inoxidável austenítico 304M quando utilizando $V_c=205,11$ m/min, $f_z=0,130$ mm/rev e $a_p=1,783$ mm.

Medida	Tempo (min)	$VB_{m\acute{a}x}$ (mm)	Pot. (w)	R_a (μ m)
1	.82	0.087	2800	0.31
2	1.67	0.294	3190	1.00
3	2.50	0.362	3136	1.42
4	3.33	0.531	3409	1.33
5	4.15	0.601	3569	0.44
6	4.98	0.706	3927	0.59

Tabela II.14 - Resultados de tempo de vida, desgaste de flanco, potência de corte e rugosidade para o aço inoxidável austenítico 304M quando utilizando $V_c=109,913$ m/min, $f_z=0,118$ mm/rev e $a_p=2,246$ mm.

Medida	Tempo (min)	$VB_{m\acute{a}x}$ (mm)	Pot. (w)	R_a (μ m)
1	3.37	0.112	2852	0.30
2	6.75	0.140	2895	0.29
3	8.47	0.140	2902	0.32
4	11.85	0.175	2905	0.34
5	15.25	0.194	3014	0.26
6	18.63	0.235	3007	0.24
7	20.32	0.257	3027	0.25
8	23.73	0.307	3185	0.31
9	27.10	0.319	3458	0.25
10	30.44	0.380	3588	0.38
11	33.78	0.478	3696	0.34
12	35.45	0.539	3710	0.46
13	37.12	0.586	3815	0.48
14	38.79	0.627	3840	0.78
15	40.46	0.636	3938	0.54
16	42.13	0.722	3973	0.47

Tabela II.15 - Resultados de tempo de vida, desgaste de flanco, potência de corte e rugosidade para o aço inoxidável austenítico 304M quando utilizando $V_c=102,66$ m/min, $fz=0,160$ mm/rev e $ap=1,780$ mm.

Medida	Tempo (min)	$VB_{m\acute{a}x}$ (mm)
1	2.58	0.062
2	5.16	0.104
3	9.02	0.137
4	12.89	0.207
5	16.76	0.220
6	20.63	0.235
7	24.49	0.273
8	27.07	0.289
9	29.65	0.337
10	32.23	0.346
11	34.80	0.397
12	37.38	0.397
13	39.96	0.438
14	42.58	0.521
15	43.83	0.568
16	45.12	0.638
17	46.41	0.735

Tabela II.16 - Resultados de tempo de vida e desgaste de flanco para o aço inoxidável austenítico 304M quando utilizando $V_c=172,78$ m/min, $fz=0,162$ mm/rev e $ap=1,807$ mm.

Medida	Tempo (min)	$VB_{m\acute{a}x}$ (mm)
1	0.75	0.102
2	2.27	0.233
3	3.77	0.311
4	5.28	0.462
5	6.04	0.604
6	6.80	0.864

Tabela II.17 - Resultados de tempo de vida e desgaste de flanco para o aço inoxidável austenítico 304M quando utilizando $V_c=192,14$ m/min, $f_z=0,151$ mm/rev e $a_p=1,872$ mm.

Medida	Tempo (min)	$VB_{m\acute{a}x}$ (mm)
1	0.72	0.100
2	1.45	0.167
3	2.17	0.258
4	2.90	0.329
5	3.62	0.427
6	4.35	0.557
7	5.17	1.054

II.3 - Temperatura de corte

Tabela II.18 - Temperatura de corte para os aços inoxidáveis austeníticos 304 e 304M variando-se a velocidade de corte com $f = 0,079$ mm/rev e $a_p = 0,25$ mm.

Vc (m/min)	Temp 304 (°C)	Temp 304M (°C)
8.21	266	217
12.96	347	278
16.41	377	342
20.39	441	414
25.92	545	456
40.78	678	559
51.83	747	655
82.10	1031	787

Tabela II.19 - Temperatura de corte para os aços inoxidáveis austeníticos 304 e 304M variando-se o avanço com $V_c = 20,39$ m/min e $a_p = 0,25$ mm.

f (mm/rev)	Temp 304 (°C)	Temp 304M (°C)
0.079	441	414
0.103	462	431
0.149	492	440
0.183	516	486
0.207	518	495
0.297	532	505
0.317	543	506

Tabela II.20 - Temperatura de corte para os aços inoxidáveis austeníticos 304 e 304M variando-se profundidade de corte com $V_c = 20,39$ m/min e $f = 0,103$ mm/rev.

a_p (mm)	Temp 304 (°C)	Temp 304M (°C)
0.125	374	378
0.250	413	409
0.500	465	451
0.750	477	422
1.000	482	418
1.250	486	424
1.500	542	430

Tabela II.21 - Temperatura de corte para os aços inoxidáveis austeníticos 304 e 304M variando-se a velocidade de corte com $f = 0,149$ mm/rev e $a_p = 0,25$ mm.

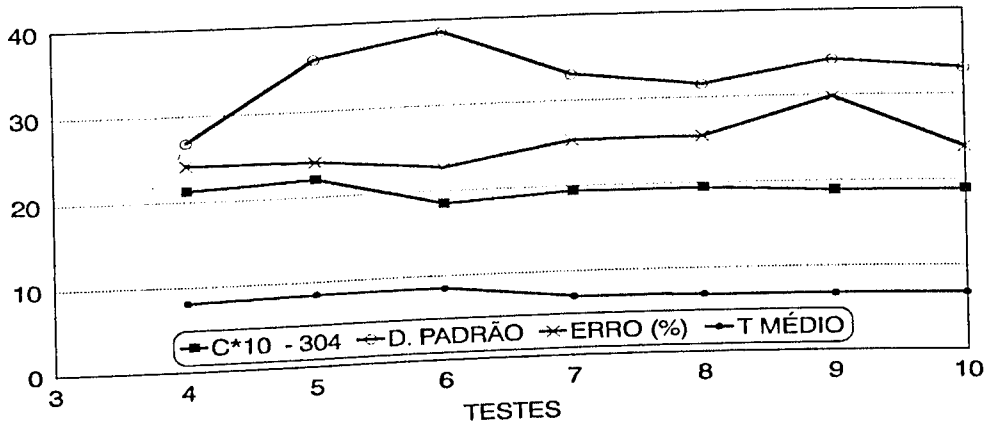
Vc (m/min)	Temp 304 (°C)	Temp 304M (°C)
8.21	324	227
12.96	443	318
16.41	496	391
20.39	591	450
25.92	627	496
40.78	819	632
51.83	932	770
82.10	1160	928
103.62		987

Tabela II.22 - Temperatura de corte para os aços inoxidáveis austeníticos 304 e 304M variando-se o avanço com $V_c = 40,75$ m/min e $a_p = 0,25$ mm.

f (mm/rev)	Temp 304 (°C)	Temp 304M (°C)
0.079	746	550
0.103	789	581
0.149	819	631
0.183	859	662
0.207	894	693
0.297	930	713
0.317	932	725

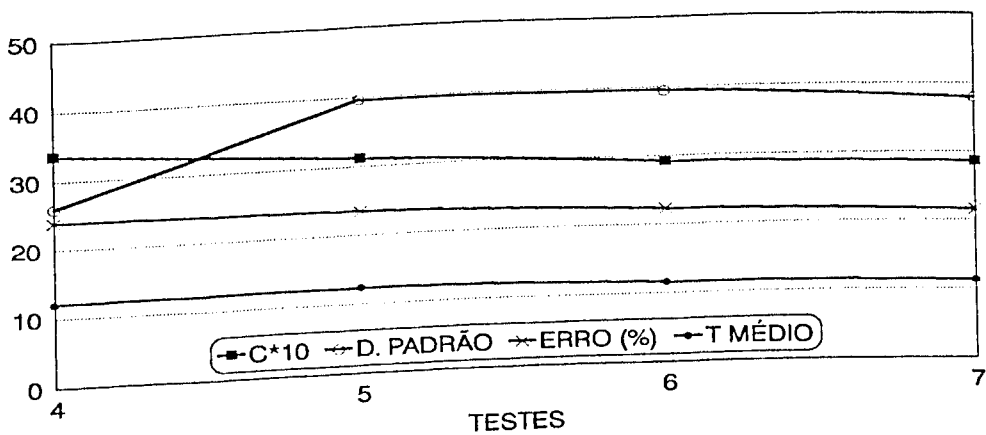
ANEXO III

À seguir os resultados estatísticos pertencentes as equações expandidas de Taylor referentes aos aços inoxidáveis austeníticos 304 e 304M.



C equivalente ao coeficiente K de T(Vc, f, ap, VB)

Figura III.1 - Resultados estatísticos referentes a equação expandida de Taylor para o aço inoxidável austenítico 304.



C equivalente ao coeficiente K de T(Vc, f, ap, VB)

Figura III.2 - Resultados estatísticos referentes a equação expandida de Taylor para o aço inoxidável austenítico 304 M.

Os valores plotados nos gráficos das Figuras III.1 e III.2, mostram que os valores da constante C (equivalente a K da equação $T(V_c, f, ap \text{ e } VB_{m\acute{a}x})$, desvio padrão, erro médio e tempo médio da equação de Taylor, assumiram uma constância após um determinado número de testes e de acordo com o Anexo I, esta seria a condição necessária para o término dos testes. Foi verificado também que para o material modificado os resultados convergiram mais rapidamente mas, atingindo valores próximos de erro médio ao material convencional.