

GUSTAVO DE SIQUEIRA GALOPPI

TORNEAMENTO EM DURO DE AÇO ABNT 52100 (DIN100 Cr6)
TEMPERADO E REVENIDO COM FERRAMENTAS A BASE DE NITRETO DE
BORO CÚBICO COM E SEM REVESTIMENTOS DE TiN E TiAlN

Dissertação apresentada à Escola
Politécnica da Universidade de
São Paulo para obtenção do
Título de Mestre em Engenharia

São Paulo

2005



UNIVERSIDADE DE SÃO PAULO

Relatório de Defesa

Relatório de defesa pública de Dissertação do(a) Senhor(a) Gustavo de Siqueira Galopi no Programa: Engenharia Mecânica, do(a) Escola Politécnica da Universidade de São Paulo.

Aos 5 dias do mês de outubro de 2005, realizou-se a Defesa da Dissertação do(a) Senhor(a) Gustavo de Siqueira Galopi, apresentada para a obtenção do título de Mestre em Engenharia - Área: Engenharia Mecânica, intitulada:

"Torneamento em duro de aço ABNT 52100 (DIN100 Cr6) temperado e revenido com ferramentas a base de nítreto de boro cúbico com e sem revestimentos de TiN e TiAlN"

Após declarada aberta a sessão, o(a) Sr(a) Presidente passa a palavra aos examinadores para as devidas arguições que se desenvolvem nos termos regimentais. Em seguida, a Comissão Julgadora proclama o resultado:

Codpes/Or:
73520
PMR

Nome dos Participantes da Banca	Vínculo do Docente	Sigla da Unidade	Resultado
Marco Stipkovic Filho	Presidente	EP	<i>Aprovado</i>
Gilmar Ferreira Batalha	Titular	EP	<i>Aprovado</i>
Olívio Novaski	Titular	Docente Externo	<i>Aprovado</i>
Resultado Final: <i>Aprovado</i>			
Parecer da Comissão Julgadora *			

Comentários da Defesa (opcional)

Eu, Elisabete Aparecida F da Silva Ramos *Elisabete Ramos*, Técnico Acadêmico, lavrei a presente ata, que assino juntamente com os(as) Senhores(as), São Paulo, aos 5 dias do mês de outubro de 2005.

[Signature]
Gilmar Ferreira Batalha

[Signature]
Olívio Novaski

[Signature]
Marco Stipkovic Filho
Orientador(a)

* Obs: Se o candidato for reprovado por algum dos membros, o preenchimento do parecer é obrigatório. Nos termos do artigo 110, do RG-USP, encaminhe-se o presente relatório à CPG, para homologação.

OBS: Nome certo do autor = Gustavo de Siqueira Galoppi.

GUSTAVO DE SIQUEIRA GALOPPI

TORNEAMENTO EM DURO DE AÇO ABNT 52100 (DIN100 Cr6)
TEMPERADO E REVENIDO COM FERRAMENTAS A BASE DE NITRETO DE
BORO CÚBICO COM E SEM REVESTIMENTOS DE TiN E TiAlN

Dissertação apresentada à Escola
Politécnica da Universidade de
São Paulo para obtenção do
Título de Mestre em Engenharia

Área de Concentração:
Engenharia Mecânica

Orientador:
Prof. Dr.
Marco Stipkovic Filho

São Paulo
2005

A toda minha família e amigos, que têm sido a grande razão e incentivo de meu aperfeiçoamento. Desejo que minha dívida com vocês seja inesgotável.

AGRADECIMENTOS

Ao orientador Prof. Dr. Marco Stipkovic Filho e co-orientador Prof. Dr. Gilmar Ferreira Batalha pelo constante apoio e diretrizes essenciais.

A todos que direta ou indiretamente colaboraram na execução deste trabalho.

RESUMO

Recentes melhorias na tecnologia das máquinas ferramentas (especificamente a rigidez e a precisão de posicionamento) e o advento de ferramentas de corte cerâmicas e de nitreto de boro cúbico tornaram possível a usinagem em acabamento de aços endurecidos, utilizando-se ferramentas com aresta definida de corte em substituição à retificação. As vantagens apresentadas pelo torneamento duro são bastante atrativas para muitas empresas, porém estas ainda estão um tanto quanto relutantes em substituir um processo bem conhecido e dominado (retificação) por um processo não totalmente dominado. Com o intuito de tornar o conhecimento dos efeitos do processo de torneamento duro mais explícitos, o presente trabalho apresentará tanto resultados e discussões relativas ao acabamento superficial, bem como o desgaste da ferramenta. Uma série de ensaios com sete diferentes tipos de insertos de nitreto de boro cúbico foram realizados, sendo utilizados insertos sem revestimento, com revestimento de TiAlN e TiN e, ainda, insertos com geometria “wiper”. As condições de usinagem foram especificadas de tal forma a cobrir todo o campo recomendado pelos fornecedores das ferramentas. A peça usinada foi um eixo de ABNT 52100 (DIN 100Cr6) temperado por indução a aproximadamente 62HRc. Procedeu-se ao monitoramento do desgaste da ferramenta através de um microscópio óptico Zollern Saturn e de um perfilômetro Hommelwerke T8000. Analisando-se os resultados obtidos, tais como: VB_{MAX} , R_A , taxa de remoção e vida útil, determinou-se por meio da equação empírica de Taylor as condições de corte teoricamente ideais. Visto que a gama de ensaios realizados foi restrita, fez-se também um estudo de análise de variância com a finalidade de validar os resultados com um determinado nível de confiabilidade. Análises preliminares dos resultados obtidos convergem com outros resultados de ensaios já realizados por estudiosos do campo da usinagem, o que indica que os dados obtidos são significativos.

Palavras-chave: usinagem, torneamento duro, aço 52100, DIN 100Cr6, nitreto de boro cúbico, revestimentos duros, cermets

ABSTRACT

Recent improvements in the technology of the machines tools (specifically the rigidity and the precision of positioning) and the advent of CBN ceramic cutting tools made the finishing operations for machining hardened steel parts possible, using tools with defined cutting edge in substitution to the traditional grinding operations. The advantages presented by the hard turning are sufficiently attractive for many companies, however these are still reluctant to adopt and substitute a process well known and dominated (grinding) for a process not totally dominated. Aiming to expand the knowledge of the effect of the process of the hard turning process, this paper presents some results and discusses them in terms of surface finishing from the machined part, as well as of the tool wear. A series of experiments with seven different types of CBN inserts had been carried out, using CBN inserts not coated, coated with TiAlN and TiN, as well as with wiper geometry. The machining parameters had been specified in such a form to cover the entire field recommended by the suppliers of the tools. The machined part was an axle of 100Cr6 tempered to 62HRc. The tool wear control was proceeded using an optic microscope Zollern Saturn and a roughness profiler Hommelwerke T8000. Following parameter were determined: VB_{MAX} , R_A , material removal rate and the tool life, determined by means of the Taylor's equation for the theoretically ideal conditions of cut. Preliminary analyses of the results converge with others from the literature indicating that the results are significant.

Keywords: machining, hard turning, bearing steel, AISI 52100, DIN 100Cr6 , cubic boron nitride, hard coatings, cermets.

KURZFASSUNG

Die Entwicklung der Werkzeugmaschinen insbesondere die Steifigkeit und die Positionierungstoleranzen, zusammen mit der Weiterentwicklung der Schneidstoffe wie Keramik und CBN haben dazu geführt dass Werkzeuge mit definierter Schneide gehärtete Werkstoffe zerspannen können und somit fähig sind den Schleifprozess zu ersetzen. Die Vorteile des Hartdrehprozesses sind für viele Gestellbauern sehr attraktiv, viele sträuben sich aber einen ausgereiften Prozess (Schleifen) gegen ein sich so bekanntes Prozess (Hartdrehen) zu ersetzen. Mit der Absicht den Hartdrehprozess deutlicher darzustellen werden in dieser Arbeit sowohl Ergebnisse über die erzeugte Oberflächenqualität präsentiert wie auch über den Werkzeugverschleiß. Eine Serie mit sieben verschiedenen CBN-Schneidplatten ist durchgeführt worden, die untersuchten Schneidplatten waren unbeschichtet, beschichtet mit TiAlN u. TiN und auch mit Schleppfase. Die Schnittparameter sind so ausgewählt worden damit der komplette von den Werkzeuglieferanten empfohlene Einsatzbereich gedeckt wird. Die Probebauteile sind Achsen aus 100Cr6, welche gehärtet und auf 62HRC angelassen worden sind. Der Werkzeugverschleiß wurde über das optische Mikroskop vom Zollern Saturn und über das Konturenmessgerät Hommelwerke T8000 überprüft. Mittels Analyse der Ergebnisse wie: VBmax, Ra, Zerspannungsvolumen und Standzeit wurde über die Taylor Gleichung die theoretisch besten Schnittparameter dargestellt. Da die Anzahl der Versuche begrenzt war wurde eine Abweichungsanalyse gemacht mit der Absicht die Ergebnisse innerhalb von einem bestimmten Zuverlässigkeitsniveau zu bestätigen. Eine vorläufige Analyse zeigt dass die Versuchsergebnisse sich zu den Ergebnissen von anderen Versuchen die durch Fachmänner der Branche durchgeführt worden sind annähern, so dass diese aussagekräftig sind.

Schlagerwort: Zerspannung, Hartdrehen, DIN 100Cr6 - Stahl, CBN, Beschichtungen, Cermets.

SUMÁRIO

ABSTRACT	7
SUMÁRIO	9
LISTA DE FIGURAS	11
LISTA DE TABELAS	15
LISTA DE ABREVIATURA E SIGLAS	16
LISTA DE SÍMBOLOS	17
CAPÍTULO 1	18
INTRODUÇÃO	18
1.1 Apresentação	18
1.2 Objetivos Gerais	19
1.3 Objetivos Gerais	20
CAPÍTULO 2	22
REVISÃO DA LITERATURA	22
2.1 Aspectos Históricos	22
2.2 Definição de Usinagem de Materiais Endurecidos (Torneamento)	24
2.3 Mecanismo de Formação do Cavaco	29
2.3.1 Integridade da Superfície	34
2.4 Material de Corte	37
2.4.1 Aço Rápido	40
2.4.2 Metal Duro WC-Co ; WC-TiC-Co	41
2.4.3 Cermets	43
2.4.4 Ferramentas a base de Óxido de Alumino (Al_2O_3) / Nitreto de Silício (Si_3N_4)	43
2.4.5 Nitreto de boro cúbico (NBC)	44
2.5 Desgaste da Ferramenta	47
2.5.1 Desgaste Adesivo	49
2.5.2 Desgaste por Difusão	50
2.5.3 Tipos de Desgaste Mais Comuns	51
2.6 Rugosidade	53

2.6.1 Conceito de Rugosidade	53
2.6.2 Definições de Parâmetros de Rugosidade	55
2.6.3 Perfilômetro Hommelwerke T8000	58
2.7 Material do corpo de prova ABNT 52100 (DIN 100Cr6)	59
CAPÍTULO 3	61
MÁQUINA FERRAMENTA E FERRAMENTA	61
3.1 Máquina Ferramenta	61
3.1.1 Desenvolvimento Histórico (Torno)	61
3.2 Ferramentas	72
CAPÍTULO 4	77
PROJETO EXPERIMENTAL	77
4.1 Planejamento Experimental	77
4.2 Parâmetros e Condições Experimentais - 1ª Série (19 diferentes testes)	79
4.3 Parâmetros e Condições Experimentais - 2ª Série (32 diferentes testes)	82
CAPÍTULO 5	85
RESULTADOS EXPERIMENTAIS	85
5.1 Considerações Gerais	85
5.2 Análise dos Resultados Obtidos da 1ª Série	85
5.2.1 Validação dos Resultados do 1º Ensaio	94
5.3 Análise dos Resultados Obtidos da 2ª Série	95
5.3.1 Validação dos Resultados do 2º Ensaio	97
5.4 Discussões Finais	101
CAPÍTULO 6	103
CONCLUSÕES	103
CAPÍTULO 7	106
TRABALHOS FUTUROS	106
CAPÍTULO 8	107
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	107

LISTA DE FIGURAS

Figura 2.1 – preparação de aresta tipo – T de uma ferramenta de nitreto de boro cúbico (adaptado de Özel, T. [9])	25
Figura 2.2 – força de corte gerada por inserto de nitreto de boro cúbico com chanfro tipo – T (adaptado de Özel, T. [9])	26
Figura 2.3 – distribuição sobre o chanfro de uma ferramenta de nitreto de boro cúbico usinando aço ANSI H13 com $V_c=250\text{m/min}$, $f=0,05\text{mm/ver}$ (adaptado de Özel, T. [9])	27
Figura 2.4 – processos de usinagem mais conhecidos; abrasão/corte/especiais. (adaptado de STEMMER, C.E. [6])	27
Figura 2.5 – formação de cavaco em forma de dente de serra (adaptado de KÖNIG, W.; KLOCKE, F. [10])	30
Figura 2.6 – representação esquemática do processo de formação do cavaco no torneamento ortogonal (adaptado de Ferraresi, D. [31])	32
Figura 2.7 – camada branca formada durante o torneamento duro de aço AISI 4340 (adaptado de KÖNIG, W.; KLOCKE, F. [10])	35
Figura 2.8 – camada branca formada durante o t.d. de aço AISI 52100 (adaptado de KÖNIG, W.; KLOCKE, F. [10])	35
Figura 2.9 – divisão esquemática dos materiais de corte de acordo com critérios de ductilidade e resistência ao desgaste (adaptado de KÖNIG, W.; KLOCKE, F. [10])	38
Figura 2.10 – linha do tempo; desenvolvimento dos materiais de corte e seus precursores (adaptado de SHAW, M.C. [25])	39
Figura 2.11 – dureza HR_A/HR_C em diversas temperaturas para cerâmica, aço rápido, aço baixo teor de C (adaptado de KALPAKJIAN, S. [21])	40
Figura 2.12 – esquema resumido da fabricação do metal duro (adaptado de BATALHA, G.F. [11])	42
Figura 2.13 – diagrama de fase do nitreto de boro (adaptado de KÖNIG, W.; KLOCKE, F. [10])	45
Figura 2.14 – campo de aplicação para ferramentas com alto e baixo teor de nitreto de boro cúbico (adaptado de ISCRA IMC GROUP [24])	47

Figura 2.15 – principais mecanismos de desgaste: adesão, abrasão, difusão (adaptado de KÖNIG, W.; KLOCKE, F. [10])	48
Figura 2.16 – principais mecanismos de desgaste em função da temperatura de corte (adaptado de KÖNIG, W.; KLOCKE, F. [10])	48
Figura 2.17 – desenvolvimento da aresta postiça de corte (adaptado de KÖNIG, W.; KLOCKE, F. [10])	50
Figura 2.18 – Padrão de desgaste para uma ferramenta de torneamento (adaptado de STEMMER, C.E. [10])	52
Figura 2.19 – valor de R_a para diferentes processos de fabricação (adaptado de HOMMEL WERKE GMBH [35])	54
Figura 2.20 a.) – derivação do parâmetro de rugosidade R_a (adaptado de HOMMEL WERKE GMBH [35])	55
Figura 2.20 b.) – comparação do R_a para diferentes perfis (adaptado de HOMMEL WERKE GMBH [35])	56
Figura 2.21 – derivação do parâmetro de rugosidade R_t (adaptado de HOMMEL WERKE GMBH [35])	57
Figura 2.22 – perfilômetro Hommelwerke T8000 (adaptado de HOMMEL WERKE GMBH [39])	58
Figura 2.23 – condição de medição (rugosidade)	59
Figura 2.24 – durômetro Krautkramer MIC10 (adaptado de GE INSPECTION TECHNOLOGIES [51])	60
Figura 3.1 – imagens dos primeiros tornos (1) – torno de arco; (2) – torno de vara; (3) – torno de fuso (adaptado de CENTRO DE INFORMAÇÃO METAL MECÂNICA [4])	61
Figura 3.2 – inovações introduzidas ao torno por Withworth e Moudslay em 1860 (adaptado de CENTRO DE INFORMAÇÃO METAL MECÂNICA [4])	62
Figura 3.3 – torno mecânico da década de 80 (adaptado de CENTRO DE INFORMAÇÃO METAL MECÂNICA [4])	64
Figura 3.4 – base de máquina ferramenta fabricada em Granitan S103 (adaptado de STUDER AG [40])	65

Figura 3.5 – comparativo da amplitude de vibração para máquinas com base em ferro fundido e Granitan (adaptado de STUDER AG [40])	65
Figura 3.6 – Torno Mazak Quick Turn (adaptado de MAZAK CO. [43])	66
Figura 3.7 – efeito do desbalanceamento entre o porta ferramenta e o sistema de fixação (adaptado de BILZ Werkzeugfabrik [44])	68
Figura 3.8 – mandril por fixação térmica (adaptado de KOMET Group [45])	68
Figura 3.9 – Thermogrip; equipamento para fixação de ferramentas por interferência térmica (adaptado de BILZ Werkzeugfabrik [44])	69
Figura 3.10 – distribuição da temperatura durante o processo de aquecimento (adaptado de BILZ Werkzeugfabrik [44])	69
Figura 3.11 – distribuição da temperatura sobre o porta ferramenta ao longo do tempo (adaptado de KOMET Group [45])	70
Figura 3.12 – mandril por fixação hidráulica (adaptado de GÜHRING [46])	71
Figura 3.13 – inserto CNMA120408 (adaptado de SANDVIKCOROMANT [1])	72
Figura 3.14 – classificação da pastilha usada nos ensaios; [1] – forma da pastilha; [2] ângulo de folga; [3] classe de tolerância; [4] tipo de quebra de cavaco (adaptado de INGERSOLL CUTTING TOOLS [5])	73
Figura 3.15 – inserto de geometria CNMA com ponta de nitreto de boro cúbico (adaptado de SANDVIK COROMANT [1])	74
Figura 3.16 – aresta de corte preparada com chanfro	74
Figura 3.17 – aresta alisadora; operação de torneamento (adaptado de SANDVIK COROMANT [1])	75
Figura 3.18 - porta ferramenta utilizado em todos os testes DCLNR-16	76
Figura 4.1 - peça de aço DIN 100Cr6 torneada na 1ª e 2ª série de ensaios	78
Figura 4.2 – equipamento Zoller Saturn 2 (adaptado de E. ZOLLER GMBH [5])	79
Figura 5.1 – desenvolvimento do crateramento; imagens obtidas com equipamento Zoller com aumento de 40x	86
Figura 5.2 – perfil da aresta de corte (condição-6); traçado com o perfilômetro Hommelwerke T800087	87
Figura 5.3 – inserto com aresta de corte fraturada; imagens obtidas do equipamento Zoller com aumento de 40x	88

Figura 5.4 – $V_c=183\text{m/min}$; $f=0,15\text{mm/rev}$ (1ª Série)	89
Figura 5.5 - $V_c=183\text{m/min}$; $f=0,08\text{mm/rev}$ (1ª Série)	90
Figura 5.6 - $V_c=137\text{m/min}$; $f=0,11\text{mm/rev}$ (1ª Série)	90
Figura 5.7 - $V_c=91\text{m/min}$; $f=0,15\text{mm/rev}$ (1ª Série)	91
Figura 5.8 - insertos marca 1 com revestimento TiN (1ª Série)	91
Figura 5.9 - insertos marca 1 sem revestimento (1ª Série)	92
Figura 5.10 - insertos marca 2 com revestimento TiNAl (1ª Série)	92
Figura 5.11 - insertos marca 2 sem revestimento (1ª Série)	93
Figura 5.12 - insertos marca 2 sem revestimento com aresta alisadora (1ª Série)	93
Figura 5.13 - VB_{\max} vs. L_{corte} ($V_c=125\text{m/min}$)	95
Figura 5.14 - VB_{\max} vs. L_{corte} ($V_c=175\text{m/min}$)	96
Figura 5.15 - rugosidade da peça vs. comprimento de corte	96

LISTA DE TABELAS

Tabela 2.1 – [A] composição química e [B] condição de tratamento térmico (adaptado de GERDAU AÇOS ESPECIAIS [47])	60
Tabela 4.1 – tabela ANOVA (adaptado de LAPIN, L. L. [2])	78
Tabela 4.2 – parte a.) dados e resultado para a 1ª Série de 19 ensaios	80
Tabela 4.2.– parte b.) dados e resultado para a 1ª Série de 19 ensaios	81
Tabela 4.3 – constantes da equação de Taylor	82
Tabela 4.4 – dados e resultados para $V_C=125\text{m/min}$ classe 45% e 50% de nitreto de boro cúbico	83
Tabela 4.5 – dados e resultados para $V_C=175\text{m/min}$ classe 45% e 50% de nitreto de boro cúbico	84
Tabela 5.1 – vida útil real vs. vida útil de Taylor	94
Tabela 5.2 – resultados 2ª série – 32 ensaios	99
Tabela 5.3 – ANOVA considerando-se os resultados de rugosidade R_a	100
Tabela 5.4 – ANOVA considerando-se os resultados de desgaste da ferramenta VB_{\max}	100

LISTA DE ABREVIATURA E SIGLAS

Al_2O_3 = óxido de alumínio

ANOVA = análise de variância

aresta postiça de corte = aresta postiça de corte

NBC = nitreto de boro cúbico

centerless = sem centro

CNC = controle numérico computadorizado

hard machining = usinagem de materiais endurecidos

HRA / HRC = dureza Rockwell escala A / C

aço rápido = high speed steel (aço rápido)

L_{corte} = comprimento de corte

MD = metal duro

MSE = quadrado médio dos erros

MST = quadrado médio das amostras

PCD = diamante policristalino

peak to valley = pico a vale

saw toothed chip = cavaco em forma de serra

setup = preparação

SS = soma dos quadrados

SST = soma dos quadrados das amostras

TiAlN = nitreto de titânio alumínio

t.d. = torneamento duro

TiC = carboneto de titânio

TiCN = carbo-nitreto de titânio

TiN = nitreto de titânio

VBmax = marca de desgaste máxima

WC = carboneto de tungstênio

Wiper = aresta alisadora

LISTA DE SÍMBOLOS

a_p = profundidade de corte,	mm
D = diâmetro da peça,	mm
f = avanço de corte (por volta),	mm/rev
f_l = avanço de corte (linear),	mm/min
K, a, b = constantes da equação de Taylor,	-
n = rotação da peça,	min^{-1}
r = raio de ponta da ferramenta,	mm
R_a = rugosidade média,	μm
R_q = rugosidade quadrática média,	μm
R_t = rugosidade total,	μm
T = vida útil de Taylor,	min
T' = vida útil real,	min
t_u = tempo de usinagem,	min
V_c = velocidade de corte,	m/min
y_{\max} = valor máximo da rugosidade na direção vertical,	μm
y_{med} = valor médio da rugosidade na direção vertical,	μm
y_{\min} = valor mínimo da rugosidade na direção vertical,	μm
y_x = rugosidade na direção vertical,	μm
α = nível de significância,	%
τ_{xy} = tensão de cisalhamento,	MPa

CAPÍTULO 1

INTRODUÇÃO

1.1 Apresentação

Este trabalho enfoca a usinagem de aços endurecidos utilizando-se ferramentas de corte de nitreto de boro cúbico com e sem revestimento. A definição de materiais duros é um pouco arbitrária, mas consistentemente se pode dizer que materiais com dureza superior à 45 HR_C são duros KÖNIG, W. et al [1]. Materiais típicos para os quais o torneamento duro pode ser empregado incluem os materiais tratados térmicamente (têmpera, cementação,...). Estes aços constituem uma classe importante de materiais devido a melhor resistência mecânica se comparado com outros metais. Devido as exigências de acabamento superficial e dimensional, estes materiais são tradicionalmente usinados em acabamento através de processos abrasivos, tal como a retificação. Porém, recentes melhorias na tecnologia das máquinas ferramenta (especificamente a rigidez e a precisão de posicionamento) e o advento de ferramentas de corte cerâmicas tornou possível a usinagem em acabamento de aço endurecidos, utilizando-se ferramentas com aresta definida de corte KÖNIG, W.; KLOCKE, F. [2].

Um dos principais motivos pelo qual a retificação vinha sendo utilizado nos processos de acabamento deve-se ao fato de a tecnologia de fabricação de rebolos cerâmicos ser conhecida e dominada desde os anos 70. Ferramentas para usinagem com aresta de corte definida fabricadas a partir de base cerâmica apresentavam, até um passado recente, problemas de vida útil, o que inviabilizava o seu emprego.

Uma outra vantagem que o processo de retificação levava com relação aos demais processos de usinagem, no que diz respeito ao acabamento, deve-se as inúmeras pequenas arestas de corte que o rebolo possui. Estas pequenas arestas de corte levam a uma precisão dimensional e qualidade de acabamento elevada.

No entanto, para a maioria das aplicações a retificação apresenta uma taxa de remoção de material inferior aos processos de usinagem com aresta definida de corte, não se tratando porém de uma regra INDUSTRIAL DIAMOND REVIEW [3].

Desta forma, sempre que possível é desejável que o processo de retificação seja substituído pelo torneamento em duro.

O torneamento duro difere do processo convencional de torneamento em diversos aspectos. Visto que o material naquele caso é mais duro, a força específica de corte é mais elevada e, portanto, a profundidade de corte é limitada. Com estas pequenas profundidades de corte, o corte se dá no raio de ponta da ferramenta. Com o intuito de se evitar quebra prematura da ferramenta, sua aresta de corte é normalmente preparada com chanfro, o que a torna mais robusta.

Um dos maiores problemas para a completa implementação do torneamento duro refere-se ao acabamento superficial e à vida útil apresentada pelas ferramentas de corte de geometria definida.

Devido a estes fatores, o torneamento duro ainda necessita ser mais estudado, tanto do ponto de vista de um melhor conhecimento dos fenômenos de desgaste que regem o processo, bem como das superfícies resultantes.

As vantagens apresentadas pelo torneamento duro são altamente atrativas para muitas empresas, porém estas ainda estão um tanto quanto relutantes em substituir a retificação, que é um processo bem conhecido e dominado, por um processo não totalmente dominado.

Com a finalidade de tornar o conhecimento dos efeitos do processo de torneamento duro mais explícitos, o presente trabalho apresentará tanto resultados e discussões relativas ao acabamento superficial, bem como o desgaste da ferramenta.

1.2 Objetivos Gerais

Visando o desenvolvimento de tecnologias de usinagem, em especial o torneamento duro, esta dissertação tem os seguintes objetivos específicos:

1.) testar ferramentas de nitreto de boro cúbico com diferentes revestimentos de TiN e TiAlN usinando aço ABNT52100 endurecido à dureza de 60 HR_C, ou seja, em condições de torneamento duro;

2.) estudar as limitações das diversas classes de nitreto de boro cúbico com base em um critério de rugosidade da peça usinada e na vida útil da ferramenta;

1.3 Objetivos Gerais

1.) estudar as mais recentes tecnologias em ferramentas e máquinas ferramenta utilizadas para o torneamento duro, disponibilizando de forma resumida uma fonte de referência para o torneamento duro; e

2.) gerar e divulgar resultados de pesquisa, obtidos em ambiente fabril, possibilitando desta maneira a melhoria contínua de processos de usinagem por torneamento duro junto às indústrias instaladas no Brasil; e

3.) dar continuidade a estudos já desenvolvidos por GALOPPI, G. [4] no campo de torneamento.

Para atingir os objetivos citados acima, dividiu-se o trabalho em 7 capítulos da seguinte forma:

Capítulo 1 – Introdução: neste capítulo o leitor é apresentado aos assuntos específicos dos quais trata o presente trabalho;

Capítulo 2 – Revisão Bibliográfica: neste capítulo fez-se uma revisão bibliográfica sobre os diversos componentes deste assunto, enfocando os aspectos históricos, as definições, os processos de formação de cavaco e ferramentas;

Capítulo 3 - Máquina Ferramenta e Ferramenta : um breve resumo sobre o desenvolvimento histórico das máquinas ferramenta, bem como das mais recentes tecnologias aplicadas aos tornos;

Capítulo 4 – Projeto Experimental : apresenta ao leitor como os ensaios foram feitos;

Capítulo 5 – Resultado Experimentais : discorre sobre os resultados obtidos;

Capítulo 6 – Conclusões : aqui as principais conclusões do capítulo anterior foram apresentadas, juntamente com sugestões para trabalhos futuros; e

Capítulo 7 – Trabalhos Futuros

Capítulo 8 – Referências Bibliográficas

CAPÍTULO 2

REVISÃO DA LITERATURA

2.1 Aspectos Históricos

Este capítulo visa familiarizar o leitor desta dissertação com a teoria que envolve o assunto em questão.

Ultimamente, parte das operações de retificação em peças endurecidas, principalmente as realizadas em superfícies de revolução, têm sido substituídas por outros processos de usinagem, como o torneamento duro, por exemplo. Este fato se explica pelo surgimento de materiais de ferramentas como o nitreto de boro cúbico e o material cerâmico, que podem ser utilizados para o torneamento de peças duras e, também, devido à melhoria das características de projetos e construção das máquinas ferramenta.

O torneamento tem substituído com vantagens a retificação cilíndrica externa em muitos processos produtivos que exigem tolerância dimensional na casa de IT5 DINIZ, A.E.; PEDROSA, E.A.; MATSUMOTO H. [6]. Por outro lado, novos desenvolvimentos têm ocorrido com o processo de retificação, tais como:

- 1.) novos materiais para ferramentas (nitreto de boro cúbico policristalino e diamante como material do grão abrasivo do rebolo); e
- 2.) projeto mecânico mais moderno das retificadoras (mancais e guias hidrostáticas, mecanismo de compensação da deformação térmica etc.).

Assim, pode-se dizer que o espaço que a retificação tem perdido para outros processos sempre que a ordem de tolerância é IT5 ou maior, tem sido recuperado em situações em que as classes de tolerâncias são mais apertadas, como IT4 ou menor KÖNIG, W. et al. [7].

O processo de acabamento utilizando torneamento de materiais endurecidos pode reduzir os passos de produção, em comparação ao processo de produção

convencional, com a vantagem adicional de economia de tempo de usinagem KÖNIG, W.; KLINGER, M.; LINK, R. [8].

Até há alguns anos, o torneamento de aços endurecidos era praticamente impossível, devido à pouca resistência da ferramenta e à falta de precisão e rigidez da máquina ferramenta. Assim, não se conseguia torneare peças de aço endurecido e, mesmo quando se conseguia, não se obtinha a precisão necessária. Então, era sempre necessária uma operação final de retificação nas peças de aço depois do tratamento térmico de têmpera. Nos últimos anos, o projeto de novos tornos tem avançado consideravelmente, buscando o aumento de precisão e rigidez, utilizando elementos como guias e mancais hidrostáticos, maior rotação no eixo-árvore, fusos de esferas recirculantes. Enfim, com o desenvolvimento de máquinas ferramenta mais rígidas e com maior rotação, tornou-se possível o torneamento de aços endurecidos. Com relação ao desenvolvimento de ferramentas de corte que suportam o torneamento de aços de elevada dureza, dois tipos têm se destacado: os materiais cerâmicos e o nitreto de boro cúbico, que além de apresentar alta dureza, também possui grande resistência ao desgaste em altas temperaturas.

As ferramentas de nitreto de boro cúbico são geralmente empregadas na usinagem de aços endurecidos (45 a 65 HR_C), mesmo em condições severas (corte interrompido). Aços-ferramenta, aços rápidos, ligas ferrosas resistentes a altas temperaturas, aços para rolamentos etc. podem ser torneados em seu estado endurecido quando aplicada uma estratégia conveniente. De uma maneira geral, as aplicações onde o nitreto de boro cúbico é utilizado são aquelas em que os diamantes policristalinos não podem ser utilizados e o metal duro não possui propriedades adequadas para realizar a tarefa MATSUMOTO, H. [9].

O custo do inserto de nitreto de boro cúbico é mais alto que o de material cerâmico, mas devido à maior vida útil da ferramenta, o custo do ferramental muitas vezes é compensado não somente pelo maior número de peças usinadas por aresta de corte, como também pela conseqüente diminuição do tempo em que a máquina permanece parada para retirada da ferramenta gasta e ajustagem da nova.

Qualidades IT6 e IT7 e rugosidades R_a de 0,2 a 0,3 μm são possíveis de se obter na produção industrial em tornos comandados numericamente. Estas qualidades correspondem à qualidade obtida na retificação em geral. Pesquisas mais

recentes mostram que com a utilização de tornos de alta precisão (alta rigidez e mancais hidrostáticos), geometria da ferramenta especial e parâmetros de corte otimizados, é possível a obtenção de peças com qualidades como as obtidas na retificação (IT3 até IT5 e $R_a < 0,1\mu\text{m}$) e que se pode praticamente evitar a ocorrência de camada superficial danificada na peça KLOCKE, F. et al. [12].

Trabalhos recentes, tais como aqueles publicados por DINIZ, A.E.; MATSUMOTO H.; KÖNIG, W.; STEMMER, C.E.; ÖZEL, T.; BATALHA, G.F.; DINIZ, A.E.; TÖNSHOFF, H.K.; ABRÃO, A.M.; SHAW, M.C.; VYAS, A.; THIELE, J.D.; FACCIIO, I. ; BORDINASSI, E.C; STIPKOVIC, M. F. entre outros devem ser obrigatoriamente considerados como material de referência para a área de usinagem em altas velocidades de corte, bem como usinagem de materiais endurecidos. Demais fontes que devem também ser obrigatoriamente consultadas, quando do estudo de processos de usinagem, encontram-se relacionadas NO CAPÍTULO 8 [58] a [108]. Todos autores mencionam que as vantagens do processo de torneamento de materiais endurecidos sobre a retificação podem ser resumidas em:

- diminuição dos custos de produção;
- aumento da produtividade;
- eliminação de etapas de fabricação; e
- usinar sem fluido de corte.

2.2 Definição de Usinagem de Materiais Endurecidos (Torneamento)

TORNEAMENTO DURO (t.d.) – O torneamento duro difere do processo convencional de torneamento em diversos aspectos. Várias são as características que diferenciam o processo de torneamento de materiais endurecidos do processo de torneamento convencional. Segundo KO, T.J. [17], são as seguintes características:

- mecanismo da formação do cavaco;
- dureza da peça a ser usinada;

- ferramenta de usinagem (material e geometria); e
- parâmetros de corte.

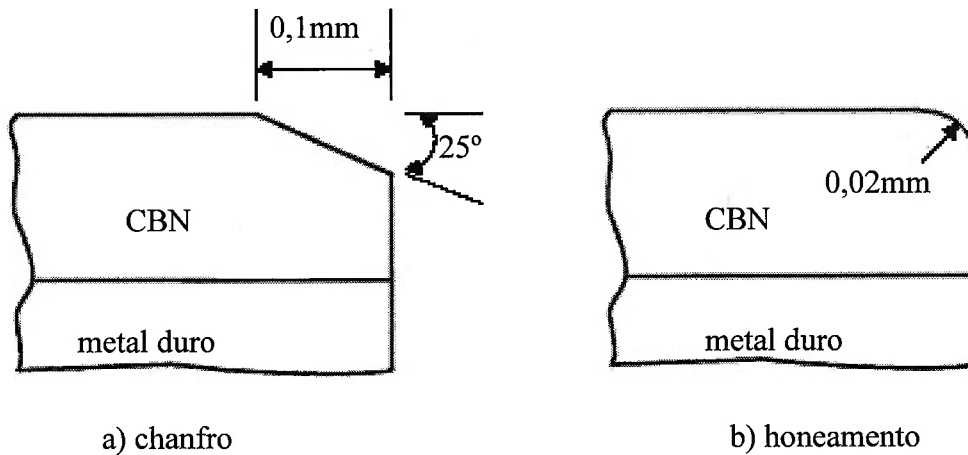


Figura 2.1 - preparação de aresta tipo – T de uma ferramenta de nitreto de boro cúbico (adaptado de ÖZEL, T. [14])

Uma das principais vantagens do torneamento de materiais endurecidos é que se pode obter dimensões finais da peça, dispensando o processo da retificação, o que gera um baixo custo de produção e maior produtividade MATSUMOTO, H.; DINIZ, A.E. [18].

Visto que o material usinado em t.d., conforme o próprio nome já diz é mais duro do que no torneamento convencional, as forças específicas de corte são maiores do que aquelas que surgem por ocasião do torneamento convencional. Desta forma as relações de corte avanço / profundidade de corte são mais reduzidas no t.d.

Como a profundidade de corte em t.d. é reduzida, o corte dá-se efetivamente no raio de ponta da ferramenta, e as ferramentas convencionalmente são preparadas com chanfro-T (figura 2.1), visando uma maior rigidez da aresta de corte. Arestas de corte preparadas são especificamente críticas em ferramentas de corte cerâmicas, as quais são largamente empregadas devido a sua característica de manter a dureza constante mesmo em elevadas temperaturas.

O corte originado de arestas de corte preparadas com chanfro-T dá-se com um ângulo de saída altamente negativo, enquanto no torneamento convencional e sem preparação de aresta o ângulo de saída é normalmente neutro ou negativo.

O crescente ângulo de saída negativo gera proporcional aumento nos esforços de corte (figura 2.2). Estes esforços induzem uma carga compressiva sobre a peça, que, por sua vez, eleva a temperatura na zona de corte gerando tensões residuais (figura 2.3).

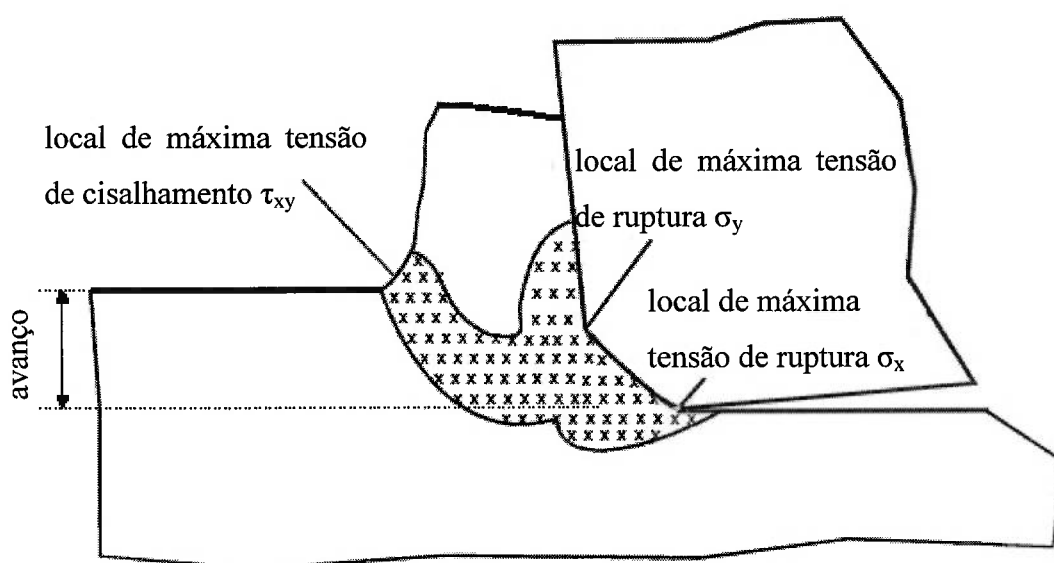


Figura 2.2 - força de corte gerada por inserto de nitreto de boro cúbico com chanfro tipo - T (adaptado de ÖZEL, T. [14])

Os processos de usinagem podem ser basicamente divididos em três categorias: remoção por abrasão, remoção por corte e processos não tradicionais STEMMER, C.E. [10].

Diversos tipos e processos dentre as três categorias citadas anteriormente encontram-se relacionados na figura 2.4 a seguir. A engenharia de processo busca continuamente novos materiais, com resistência e dureza melhoradas, melhores características térmicas e maior resistência ao desgaste.

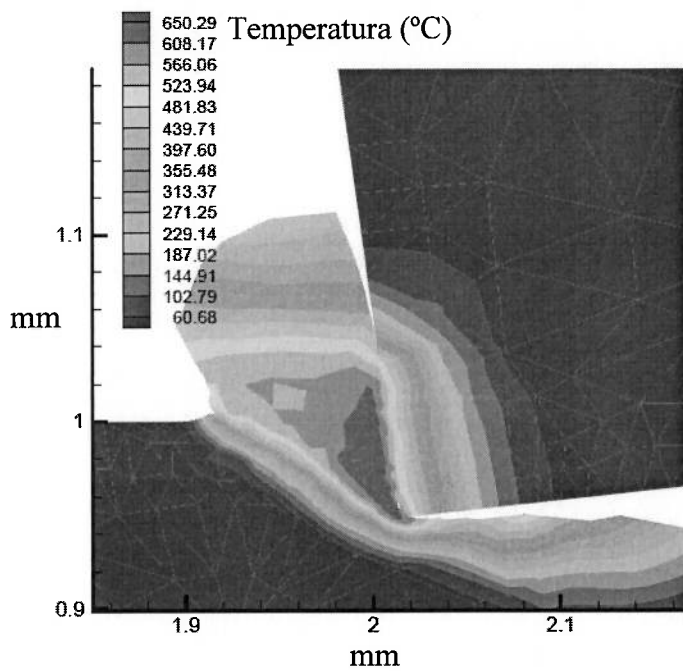


Figura 2.3 – distribuição da temperatura sobre o chanfro de uma ferramenta de nitreto de boro cúbico usinando aço AISI H13 com $V_C=250\text{m/min}$, $f=0,05\text{mm/rev}$ (adaptado de ÖZEL, T. [14])

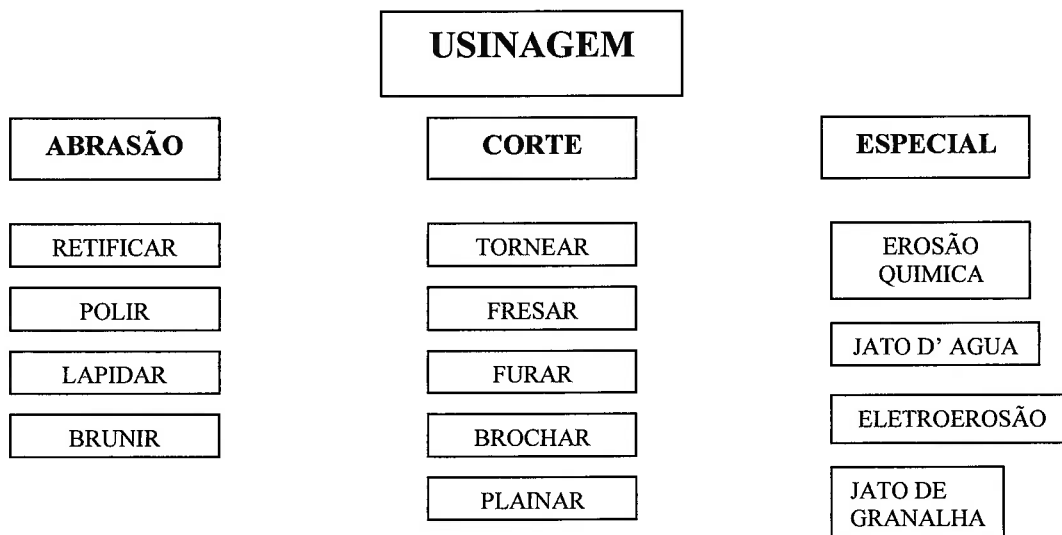


Figura 2.4 – processos de usinagem mais conhecidos; abrasão/corte/especiais. (adaptado de STEMMER, C.E. [11])

No entanto, as características acima aludidas que os tornam tão desejados, também tornam o processo de fabricação de tais ferramentas complicado.

Visto que os materiais mencionados acima são empregados em peças que apresentam tolerâncias dimensionais e de acabamento fechadas, um ou mais dos processos mencionados na figura 2.4 acima são utilizados. Como exemplo típico de aplicação será a seguir descrito o processo produtivo de um rolamento automotivo.

Para que possa resistir a esforços cíclicos e atingir uma vida útil aceitável, os rolamentos são normalmente fabricados de aços ferramenta que contêm alto teor de carbono e cromo, de tal forma que seja possível tratar térmicamente o material (têmpera) e expor o material a meios corrosivos. O processo tradicional de fabricação de um rolamento incluiria as seguintes etapas: fundição ou forjamento para obtenção de uma forma cilíndrica; torneamento em desbaste do aço ainda com baixa dureza até dimensões próximas a da peça acabada; tratamento térmico para obtenção das características desejadas (dureza e resistência ao desgaste); retificação até as dimensões finais; e, posteriormente, um polimento para implementar a qualidade da superfície.

O advento das ferramentas cerâmicas tornou possível a combinação dos processos de torneamento em desbaste e retificação após o tratamento térmico, representando substancial redução nos custos de fabricação.

Existem diversos tipos diferentes de ferramentas cerâmicas que podem ser empregadas para a usinagem de materiais endurecidos. No entanto, estas são mais caras do que as tradicionais ferramentas de aço. Desta forma se os fenômenos de desgaste que atuam sobre as ferramentas cerâmicas não forem bem entendidos o custo de seu emprego pode tornar a sua utilização proibitiva.

A seguir será apresentado um resumo das pesquisas mais recentes no campo de desgaste dos diversos tipos de materiais utilizados em ferramentas de corte.

2.3 Mecanismo de Formação do Cavaco

Um grande número de pesquisas tem sido feitas no campo de torneamento duro, focando o mecanismo de formação do cavaco SHAW, M.C.; VYAS, A. [20] ; TÖNSHOFF, H.K.; ARENDT, C.; BEN AMOR, A. [21].

Conforme já foi mencionado anteriormente, no processo de torneamento de materiais endurecidos os esforços de corte gerados são maiores do que aqueles gerados pelo torneamento convencional. Elevadas tensões de compressão são introduzidas na peça usinada, devidas a ação da ponta da ferramenta contra a superfície de trabalho.

A ação conjunta da força de penetração e da velocidade de avanço gera, então, tensões residuais na superfície da peça. ABRÃO, A.M. et al. [22] tornearam, por este processo, peças em aço ABNT 52100 (62 HR_C) com ferramentas de nitreto de boro cúbico e mediram os respectivos esforços de usinagem. Constataram que as forças de penetração eram maiores que as forças de corte e avanço, fato que contrasta com os resultados do processo convencional de torneamento, onde as maiores forças são as de corte e avanço, respectivamente.

O mecanismo de formação do cavaco no torneamento duro é distinto daquele formado quando da usinagem de aços “moles”, nos quais ocorre a formação de cavaco contínuo.

Em torneamento duro a formação de cavaco em forma de serra foi observado por muitos pesquisadores KÖNIG, W.; KLINGER, M.; LINK, R, [8] ; SHAW, M.C.; VYAS, A. [20] ; TÖNSHOFF, H.K.; ARENDT, C.; BEN AMOR, A. [21] etc. Segundo estes pesquisadores, as elevadas tensões de compressão fazem com que a superfície da peça plastifique e cisalhe, formando assim o cavaco (figura 2.5).

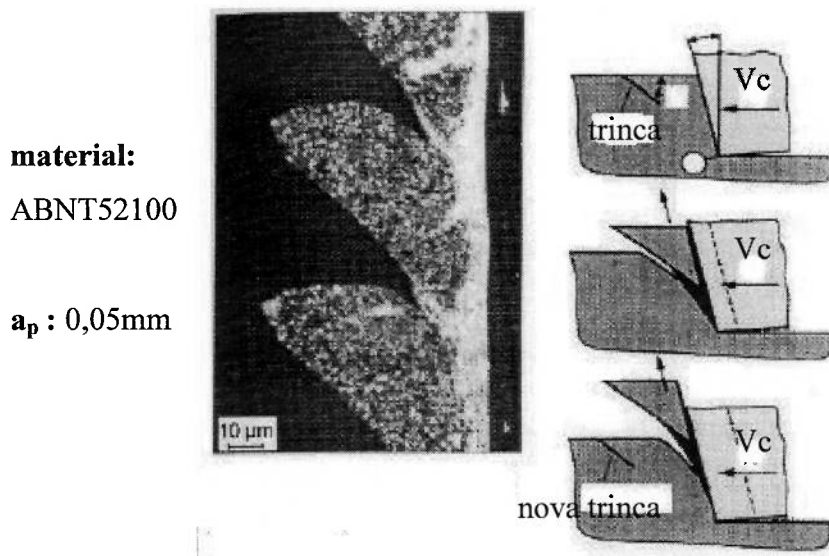


Figura 2.5 – formação de cavaco em forma de dente de serra
(adaptado de apud KÖNIG, W.; KLOCKE, F. [15]
original de POULACHON, G.; MOISAN, A [93])

Este mecanismo dá-se pela liberação da energia armazenada no material endurecido após a ocorrência da fissura a partir da superfície da peça. Segue-se a deformação plástica do cavaco e seu respectivo deslizamento, gerando calor e aquecendo a zona de contacto peça ferramenta. Assim que essa quantidade de material for removida, o processo se repete e um cavaco longo de perfil serrilhado, também conhecido como perfil em forma de dente de serra se forma (figura 2.5).

Segundo SHAW, M.C.; VYAS, A [23], no processo de torneamento a maior parcela do calor gerado durante a formação do cavaco se consome no seu próprio recozimento, que é tanto mais pronunciado, quanto maior for a velocidade de corte do processo. Entretanto, o calor transferido para a peça usinada pode provocar uma elevação de temperatura local, suficiente para que ocorra a re-têmpera da martensita, criando uma fina camada a partir da sua superfície.

Esta camada, quando observada através da microscopia, tem aspecto claro e, por isso, é chamada de “camada branca”. As figuras 2.6 e 2.7 ilustram esta “camada branca” para diversos materiais.

A principal finalidade dos processos de corte dos metais é a formação de uma nova superfície na peça usinada. No caso em estudo o corte do metal dá-se através da

remoção de cavaco. Desta forma, é importante que um breve resumo teórico sobre a formação do cavaco seja feita.

A usinagem por remoção de cavaco com ferramental que apresenta aresta definida de corte é um processo no qual quase toda a potência de corte é consumida na formação dos cavacos e a maior parte das informações disponíveis para a avaliação da operação de corte, tais como integridade da superfície usinada, desgaste da ferramenta e força de corte estão diretamente relacionadas com a geometria do corte LIANG, S.; HUANG, Y. [54].

Para estudar o processo de usinagem, facilitar o entendimento e o tratamento matemático é conveniente considerar o corte ortogonal. No corte ortogonal a aresta de corte é reta e perpendicular às direções de corte e de avanço simultaneamente. A formação do cavaco é considerada bidimensional e ocorre no plano de trabalho, neste caso perpendicular à aresta de corte. Além das simplificações citadas, são feitas as seguintes considerações que permitem um tratamento matemático simplificado do corte ortogonal SHAW, M.C. [31], FERRARESI, D. [37] :

- o tipo de cavaco formado é contínuo, sem formação da aresta postiça de corte;
- não existe contato entre a superfície de folga da ferramenta e a peça usinada;
- a espessura de corte (h) é igual ao avanço e é pequena em relação à largura de corte (b);
- a aresta de corte é maior que a largura de corte (b); e
- a largura de corte (b) e a largura do cavaco (b') são idênticas.

Com estas simplificações e considerações o corte ortogonal costuma ser representado esquematicamente como mostra a figura 2.6. Nesta figura estão representados: a espessura de corte (h), a espessura do cavaco (h'), o ângulo de saída (γ_0), o ângulo de cisalhamento (ϕ_0), o ângulo de folga (α_0), a velocidade de saída do cavaco (V_{cavaco}) e a velocidade de corte (V_c).

Segundo o corte ortogonal esquematizado na figura 2.6 e as simplificações feitas, o mecanismo de formação do cavaco pode ser considerado um processo cíclico, com cada ciclo dividido em quatro etapas, bem definidas MACHADO, A.R. [55] e [56], a saber :

- recalque (deformação elástica);
- deformação plástica;
- ruptura; e
- movimento sobre a superfície de saída da ferramenta.

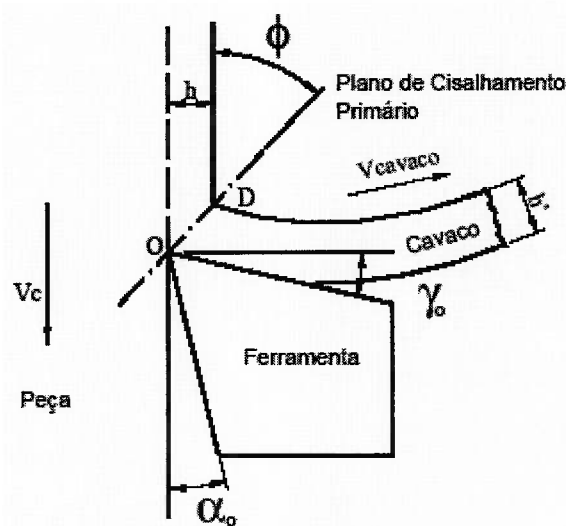


Figura 2.6 – Representação esquemática do processo de formação do cavaco no torneamento ortogonal (adaptado de FERRARESI, D. [37])

As etapas ocorrem durante o processo de usinagem como explicado a seguir. Inicialmente, o material da peça com espessura h é recalcado pela ferramenta, sofrendo deformações elásticas. A seguir, o cavaco passa a se deformar plasticamente até que as tensões não sejam mais suficientes para manter este regime, definindo, assim, a zona de cisalhamento primário, que é aqui simplificada e representada por um plano chamado de plano de cisalhamento primário e a sua inclinação relativa à direção da velocidade de corte (ϕ) pode ser determinada relacionando valores experimentais da espessura do cavaco (h') com os da espessura de corte (h), da forma apresentada pela equação 1:

$$\cot g\phi = \frac{(h'/h) - \text{sen}\gamma_0}{\cos\gamma_0} \quad (1)$$

Este ângulo pode também ser determinado experimentalmente, através de observação direta da zona de corte no microscópio, e indica a quantidade de deformação que ocorre durante a formação do cavaco. Ainda na zona de cisalhamento primário e com o material já no regime plástico, o avanço da ferramenta faz com que as tensões ultrapassem o limite de resistência do material, iniciando a abertura de uma trinca no ponto “O”, que pode se estender por sobre o plano de cisalhamento primário até o ponto “D”, decretando a ruptura do material.

Uma vez fora da zona de cisalhamento primário, o material passa a se movimentar por sobre a superfície de saída da ferramenta, agora com uma espessura h' . Ao passar pela zona de cisalhamento primário o material sofre uma certa quantidade de deformação que pode ser estimada pelo chamado grau de recalque (R_c), definido pela equação 2:

$$R_c = \frac{h'}{h} = \frac{V_c}{V_{cavaco}} \quad (2)$$

Assim, valores elevados de R_c implicam grande quantidade de deformação no plano de cisalhamento primário e vice-versa.

Os cavacos podem ter diferentes formas e uma classificação delas pode ser encontrada na norma ISO 3685 [40]. Os cavacos longos constituem um problema na usinagem. Além de comprometer a qualidade da peça fabricada, enrolando-se na ferramenta, na peça ou em componentes da máquina, trazem transtornos ao operador, pois são de difícil manuseio e altamente cortantes. Sendo assim, o controle da forma do cavaco nos processos de usinagem tem sido, nas últimas décadas, uma das preocupações dos fabricantes de ferramentas, que têm procurado desenvolver geometrias especiais de ferramentas com o objetivo de resolver o problema acima mencionado.

Na usinagem sem quebra-cavacos, três são os fatores principais que determinam a capacidade de quebra do cavaco durante a usinagem de um material SHAW, M.C.; VYAS, A. [20]:

- fragilidade do material;
- curvatura natural do cavaco; e
- espessura do cavaco (h').

Desta maneira, o cavaco formado na usinagem de materiais frágeis tem maior capacidade de quebra. Na usinagem de materiais dúcteis, quanto menor for a espessura do cavaco mais flexível ele é, sendo mais difícil de ser quebrado. Em relação a curvatura, quanto menor for o raio de curvatura do cavaco maior é a capacidade de quebra do mesmo.

O método mais utilizado no controle do cavaco através da redução da curvatura do mesmo é o uso de um quebra-cavaco, seja ele postiço ou integral (superfícies de saída das ferramentas com formatos especiais). Este recurso deve ser considerado em projetos de ferramentas, além dos fatores citados anteriormente como as condições de corte, a rigidez da máquina ferramenta e a geometria da ferramenta SHAW, M.C.; VYAS, A. [20].

2.3.1 Integridade da Superfície

Como o torneamento duro busca substituir a retificação, ele deve ser capaz de produzir superfícies de qualidade compatíveis. Esta compatibilidade inclui a topografia da superfície (acabamento superficial) e a integridade da superfície, que compreende, principalmente, a tensão residual e modificações na microestrutura.

Existem, basicamente, dois tipos de “danos” que podem ser causados pelo torneamento duro. O primeiro seria a denominada “camada branca”, já mencionada anteriormente, que surge a partir do aquecimento do material acima da temperatura de austenitização seguido por um rápido resfriamento. O segundo “dano” seriam as indesejáveis tensões residuais geradas pela excessiva carga mecânica e térmica a qual a peça é sujeitada.

As tensões residuais e a “camada branca” são efeitos que estão coligados e normalmente são estudados em conjunto. Segundo THIELE, J.D. et al. [24] a “camada branca” é composta de uma martensita não revenida de grãos finos, que apresenta uma dureza maior que a do próprio material original.

Uma típica “camada branca” oriunda do t.d. está representada nas figuras 2.7 e 2.8. Note que esta camada é muito fina. CHOU, Y.K.; EVANS, C.J. [25] demonstraram através de diversos ensaios que a espessura da camada branca não ultrapassa os 3 μm .

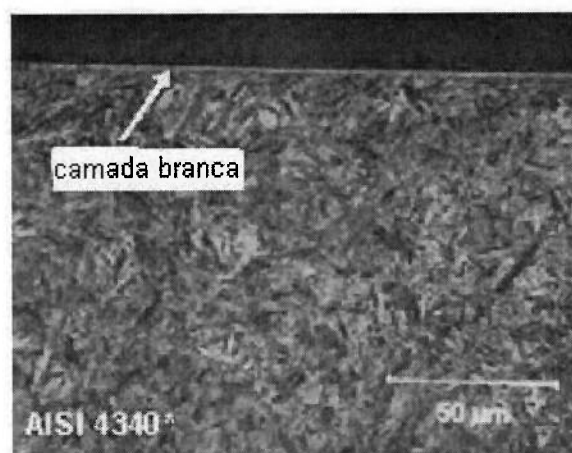


Figura 2.7 – camada branca formada durante o torneamento duro de aço AISI 4340
(adaptado de KÖNIG, W.; KLOCKE, F. [15])

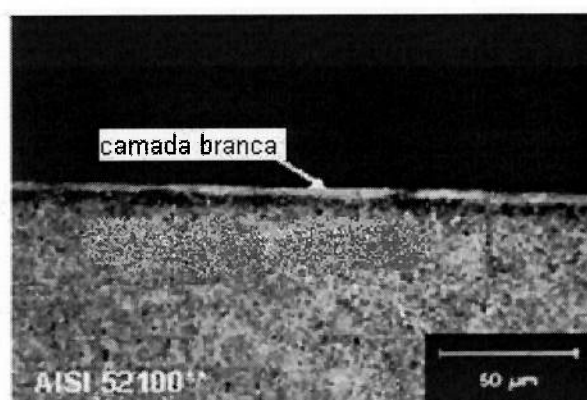


Figura 2.8 – camada branca formada durante o t.d. de aço AISI 52100
(adaptado de KÖNIG, W.; KLOCKE, F. [15])

Acredita-se que o surgimento da “camada branca” está relacionada à excessiva geração de calor sobre a superfície da peça com um subsequente e rápido resfriamento. A geração de calor pode ser atribuída à energia gerada na região de corte durante a formação do cavaco e também ao atrito entre a superfície de saída do cavaco e a peça.

No entanto, resultados experimentais estão em desacordo com a premissa de que o surgimento da “camada branca” está vinculada ao rápido resfriamento. TÖNSHOFF, H.K.; HENZ, F. [26] realizou ensaios com e sem refrigeração e demonstrou que a magnitude das “camadas brancas” encontradas é idêntica, o que remete a possibilidade desta estar vinculada ao resfriamento próprio da peça através da propagação do calor, e não devido ao resfriamento gerado pelo fluido refrigerante.

Este pensamento é razoável se considerarmos que a zona afetada termicamente no torneamento duro é pequena e que as velocidades de corte são elevadas, e, portanto, o tempo de contato entre a peça e a ferramenta é mínimo. Desta forma, é possível que a peça absorva o calor gerado e o propague criando um efeito de resfriamento próprio.

Contudo, CHOU, Y.K.; EVANS, C.J. [25] concluíram em estudo que uma peça sendo usinada com ferramenta desgastada levava ao surgimento da “camada branca” e em condição similar, porém com refrigeração, a superfície gerada não apresentava falhas.

Conforme já mencionado, as tensões de tração residuais não são desejadas. Porém, níveis razoáveis de tensão residual compressiva podem ser favoráveis. Sob o ponto de vista da mecânica a tensão residual compressiva gerada pelo t.d. deve melhorar a característica de fadiga da superfície torneada, quando comparada com a mesma superfície sendo retificada.

Com o aumento do desgaste na ferramenta a carga mecânica sobre a peça aumenta e, assim, as tensões compressivas. Desta forma, o crescente desgaste na ferramenta leva a crescente tensões residuais próximas a superfície da peça, tendência esta verificada por THIELE, J.D. et al. [24] .

2.4 Material de Corte

Todas as operações que envolvem remoção de cavaco requerem ferramental que suporte as dificuldades do processo de usinagem. Basicamente, a ferramenta de corte terá que se confrontar com três diferentes tipos de problemas: desgaste na aresta de corte, calor gerado durante o processo de corte e choques termo-mecânicos DANGELMAIER, W. [13].

As características que possibilitam que uma ferramenta de corte suporte o processo de corte são: dureza, resistência mecânica, resistência ao desgaste e estabilidade química.

Geralmente, a crescente dureza leva a uma resistência ao desgaste maior, porém diminui a resistência ao choque. Dependendo da condição de usinagem e propriedades da peça usinada, diferentes combinações de dureza e resistência ao choque são requeridas.

O tempo de preparação das máquinas operatrizes, em especial o tempo de troca e ajustagem das ferramentas, está diretamente ligado aos custos de produção, visto que o tempo de preparação é um tempo “improdutivo”. Desta maneira, as características de resistência ao desgaste das ferramentas de corte está indiretamente ligada ao custo de produção.

O desenvolvimento dos materiais de corte já conhecidos, bem como o desenvolvimento de novos materiais para ferramentas de corte estão em constante pesquisa. Seria desejável que os materiais para ferramentas de corte fossem dotados das seguintes características KÖNIG, W.; KLOCKE, F. [15], SHAW, M.C. [31]:

- alta dureza e resistência a forças compressivas;
- resistência a flexão e tenacidade;
- resistência à quebra de cantos (lascamento);
- resistência ao choque térmico;
- resistência à oxidação;
- mínima difusão e adesão;
- resistência à abrasão;
- baixo custo de aquisição da ferramenta;

- alta vida útil da ferramenta; e
- baixo custo de reafiação.

Se todas as características mencionadas acima pudessem ser agrupadas em um único material para ferramenta de corte, teríamos um material de corte que poderia ser denominado de “ideal” (figura 2.9).

Um material de corte “ideal” que conseguisse apresentar as características mencionadas acima jamais existirá, visto que algumas de suas características são opostas, tais como, dureza e maleabilidade.

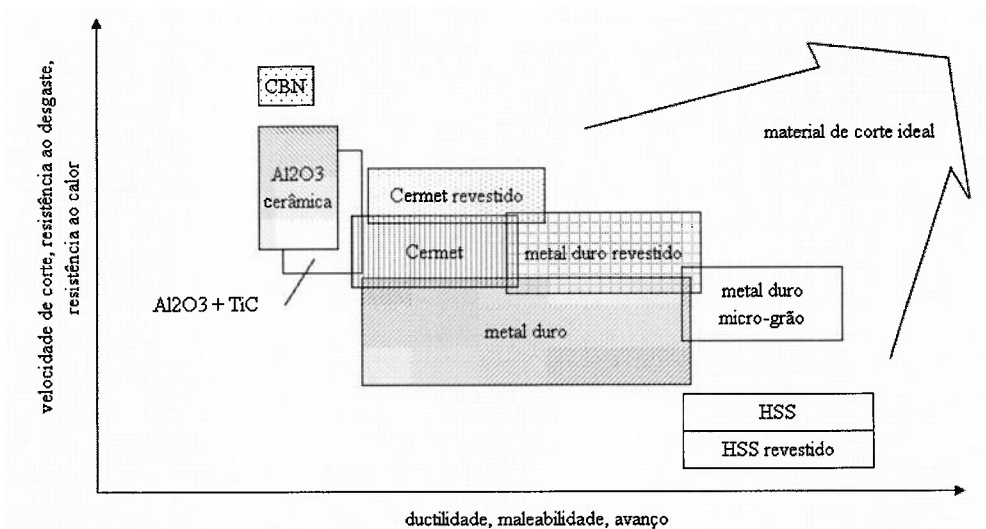


Figura 2.9 - divisão esquemática dos materiais de corte de acordo com critérios de ductilidade e resistência ao desgaste (adaptado de KÖNIG, W.; KLOCKE, F. [15])

O crescente desenvolvimento industrial e tecnológico, principalmente a partir de 1900, gerou a necessidade do emprego de novos materiais. Desta forma, os fornecedores de ferramentas tiveram que acompanhar este desenvolvimento, provendo novos materiais para ferramentas de corte, que fossem capazes de suprir as necessidade requeridas para a usinagem dos novos matérias KALPAKJIAN, S. [27].

A figura apresentada abaixo mostra a linha do tempo, do desenvolvimento dos materiais de corte, bem como qual foram os principais precursores que geraram a necessidade do desenvolvimento de novos materiais de corte.

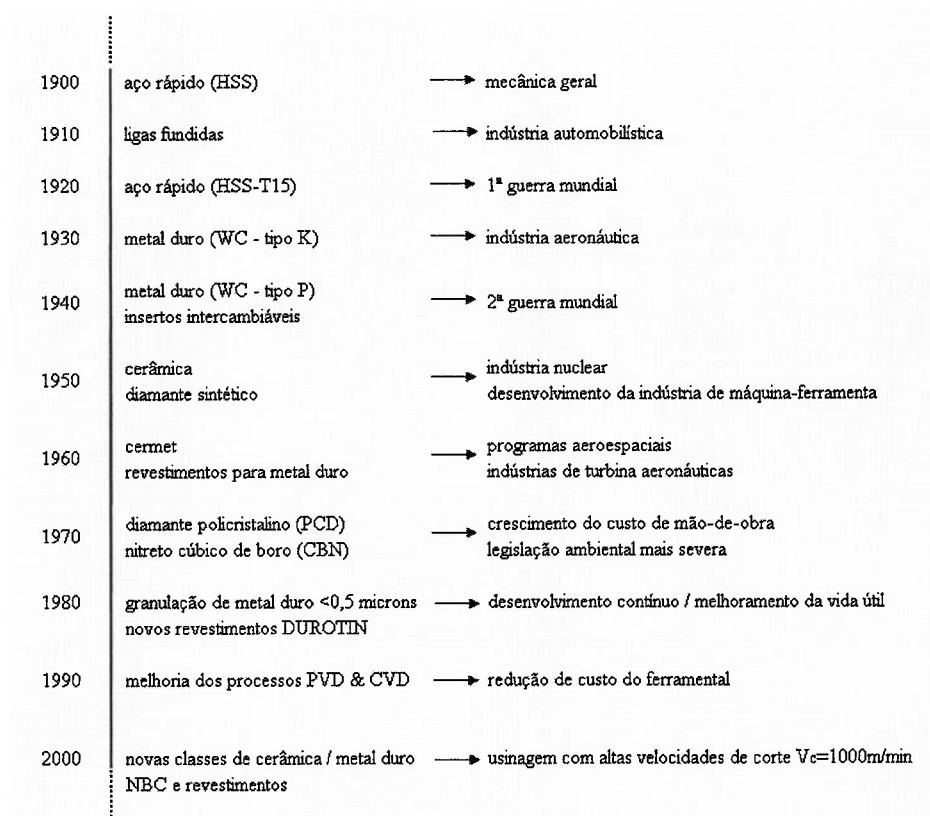


Figura 2.10 – linha do tempo ; desenvolvimento dos materiais de corte e seus precursores (adaptado de SHAW, M.C. [31])

O conceito de ferramental para usinagem é extenso, independente do tipo de aplicação que seja estudada. Tada a gama de diferentes itens envolvidos na composição do ferramental (pastilhas, porta-ferramentas), assim como suas variantes (material, geometria) tornam este assunto vasto, e, conseqüentemente, sujeito a estudos e textos mais elaborados.

A seguir serão apresentados os principais materiais empregados como material de corte, bem como suas características. Maior enfoque será dado ao nitreto cúbico de boro por ter sido o material de corte utilizado em todos os ensaios do presente trabalho.

2.4.1 Aço Rápido

É importante que os aços rápidos também sejam discutidos, devido ao seu vasto uso como material para ferramenta de corte, bem como para o entendimento da necessidade da utilização de materiais cerâmicos. Os aços rápidos são os que apresentam a menor dureza e a maior resistência ao choque dos aços normalmente utilizados em ferramentas.

A principal razão pela qual os aço rápido não são mais largamente utilizados se deve ao fato de a sua dureza decair significativamente à partir dos 500 °C, conforme mostrado pela figura 2.11 abaixo.

Esta característica limita o emprego dos aço rápido à usinagem com baixa velocidade de corte e materiais moles, e gerou, assim, a necessidade do emprego dos materiais cerâmicos e carbonetos, os quais mantêm sua dureza inalterada a elevadas temperaturas de corte.

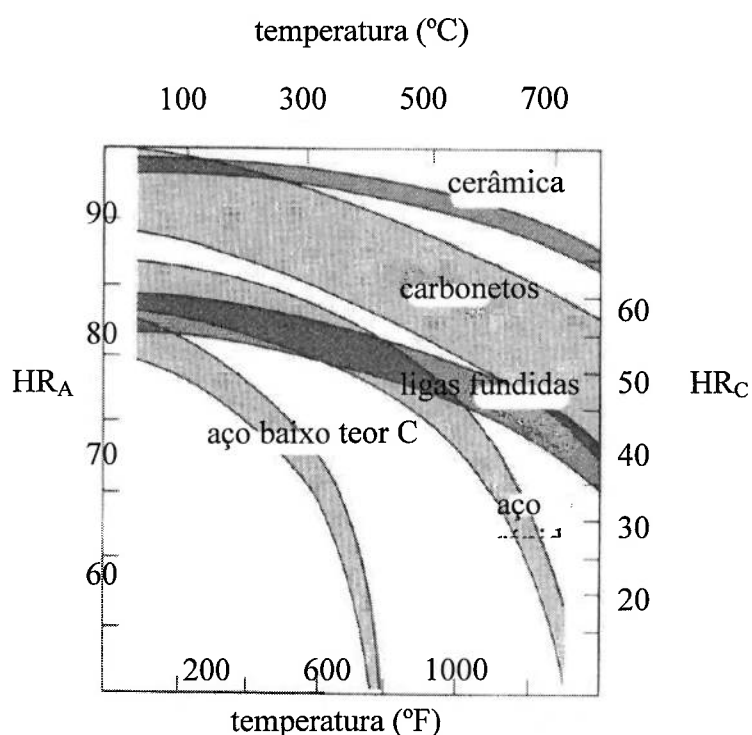


Figura 2.11 – dureza HR_A/HR_C em diversas temperaturas para cerâmica, aço rápido, aço baixo teor de C (adaptado de KALPAKJIAN, S. [27])

O desenvolvimento do aço rápido como material de corte deu-se a partir de 1870 quando Robert Mushet na Inglaterra melhorou a composição do aço rápido, tornando possível o torneamento com velocidade de corte de 0,13m/s. O melhoramento contínuo do aço rápido durante os quarenta anos que se seguiram, tornaram possível a usinagem com ferramentas de aço rápido com velocidade de corte de 0,52m/s SHAW, M.C. [31].

Considerando-se as características do aço rápido apresentadas acima pode-se imediatamente afirmar que este não pode ser empregado em usinagem de aços endurecidos, por diversas razões: ausência de rigidez, baixa dureza, baixa estabilidade sob altas temperaturas etc.

2.4.2 Metal Duro WC-Co ; WC-TiC-Co

Ferramentas de metal foram desenvolvidas a partir de 1928 para possibilitar a usinagem com velocidades de corte mais elevadas e viabilizar taxas de produção mais elevadas. Este tipo de ferramenta é responsável atualmente por 70% do mercado de ferramentas para usinagem.

Existem basicamente dois subgrupos de ferramentas fabricadas a partir de carbonetos: carboneto de tungstênio (WC) e carboneto de titânio (TiC), sendo o carboneto de tungstênio o mais comum.

As etapas envolvidas no processo de fabricação de tais ferramentas estão ilustradas pela figura 2.12, a seguir.

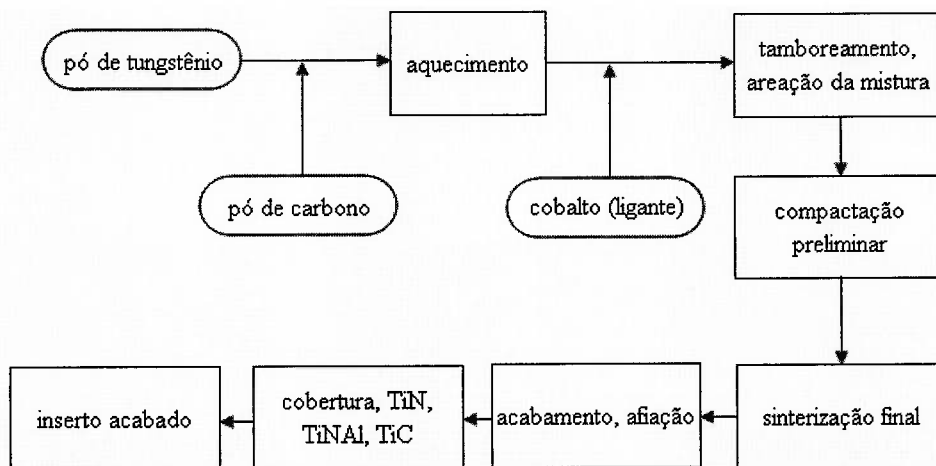


Figura 2.12 – esquema resumido da fabricação do metal duro
(adaptado de BATALHA, G.F. [16])

WC puro é muito duro e, portanto, frágil. Para melhorar a resistência das ferramentas fabricadas a partir de WC é acrescentado de 5 a 15% de cobalto. A resistência ao desgaste é melhorada através da redução do tamanho dos grãos do WC, os quais tipicamente estão na casa dos 0,5 a 5 μ m. Para que se alcance os melhores resultados para uma particular operação de corte, deve ser encontrado o perfeito balanceamento entre tamanho ideal de grão e porcentagem de ligante (Co) DREYER, K. [29].

Mesmo com velocidades de corte relativamente baixas, em torno de 45m/min, ferramentas de WC-Co podem apresentar significativo crateramento sobre a superfície de saída, pois as temperaturas ao redor da aresta de corte podem chegar aos 1000°C. Esta alta temperatura favorece a difusão do WC no material da peça (normalmente aço). Para se reduzir o efeito do crateramento de 5 a 25% de TiC pode ser adicionado a ferramenta de WC-Co. O TiC apresenta baixa solubilidade no aço e desta forma age com uma barreira contra o crateramento causado pela difusão do WC. Como a dureza do TiC é maior do que a do WC sua adição melhora também a resistência ao desgaste abrasivo e implementa a estabilidade química do composto LENGAUER, W. [28].

Ferramentas de corte de metal duro, segundo DEWES, R.C.; ASPINWALL, D.K [34], podem ser utilizadas para trabalhos com aços endurecidos, quando

revestidas com revestimento apropriada e tamanho de granulação menor que 1 μ m. Segundo estes autores, bons revestimentos para este tipo de material são nitretos de titânio (TiN), nitretos de alumínio (TiAlN) e nitretos de titânio combinados com carbono (TiCN), aplicados sobre matriz de carbeto de tungstênio (WC) por deposição química (CVD) ou física (PVD) de vapor.

2.4.3 Cermets

Cermet é o nome comercial dado ao material para ferramenta composta por carbo-nitretos com partículas de TiC, TiCN e ou TiN, que contribuem para o aumento da dureza, e um ligante à base de Co, que torna a estrutura do composto mais maleável.

Alguns fabricantes de cermets também incluem em seus compostos carbonetos tais como Mo₂C, WC e TaC, com a finalidade de alterarem sua característica e torná-las singulares.

Estas ferramentas são menos suscetíveis a difusão com o aço e apresentam maior resistência ao desgaste. Desta forma são capazes de usinar com velocidades de corte ainda mais elevadas do que as ferramentas de metal duro DREYER, K. [29].

No entanto, estas ferramentas são mais caras do que as de metal duro com revestimento, as quais apresentam campo de aplicação similar.

2.4.4 Ferramentas a base de Óxido de Alumino (Al₂O₃) / Nitreto de Silício (Si₃N₄)

O Al₂O₃ é a classe de ferramenta de corte cerâmica mais importante devido a sua alta dureza e resistência ao desgaste, bem como a sua melhor estabilidade química se comparada aos carbonetos.

As ferramentas de Al₂O₃ podem ser subdivididas em dois grupos, a saber: cerâmica branca, que é composta de alumina pura misturada com 2 a 5% de óxido de

zircônio (ZrO_2); e a cerâmica preta na qual é adicionado de 30 a 40% de TiC ou TiN a alumina.

O ZrO_2 é utilizado na cerâmica branca para melhorar a resistência a fratura sem, no entanto, comprometer significativamente a dureza e a resistência ao desgaste.

A adição de TiC ou TiN à cerâmica preta visa melhorar a dureza da ferramenta em altas temperaturas, o que, porém, diminui a resistência a fraturas.

Desta forma, a cerâmica branca é mais indicada para operações de usinagem mais severas, nas quais impactos e choques térmicos podem ocorrer. Já a cerâmica preta seria mais indicada para operações de acabamento de materiais endurecidos, nos quais as cargas térmicas e mecânicas mantêm-se constantes BULJAN, S.T.; SARIN, V.K. [32].

Si_3N_4 também pode ser utilizado como material de corte, no entanto, apresenta elevada difusão com o aço, o que o torna indesejável para usinagem de ligas de aço SCIENTIFIC ELECTRONIC LIBRARY [33]. O emprego do Si_3N_4 fica, deste modo, restrito aos ferros fundidos cinzentos e a algumas ligas de níquel.

2.4.5 Nitreto de boro cúbico (NBC)

As ferramentas de nitreto de boro cúbico foram desenvolvidas para usar materiais endurecidos nos casos em que ferramentas a base de carbonetos não apresentam a dureza necessária em altas velocidades de corte e, conseqüentemente, altas temperaturas, e as ferramentas a base de óxido de alumínio (Al_2O_3) e nitreto de silício (Si_3N_4) não oferecem a resistência adequada.

A estrutura do nitreto de boro se apresenta naturalmente na forma hexagonal, porém esta forma pode ser convertida para uma estrutura cúbica (similar a do diamante), aplicando-se temperaturas entre 1400 a 1500°C e pressões na casa dos 5 a 7 GPa. Esta estrutura cúbica resultante é o material mais duro conhecido, até então, após o diamante KÖNIG, W.; KLOCKE, F. [15].

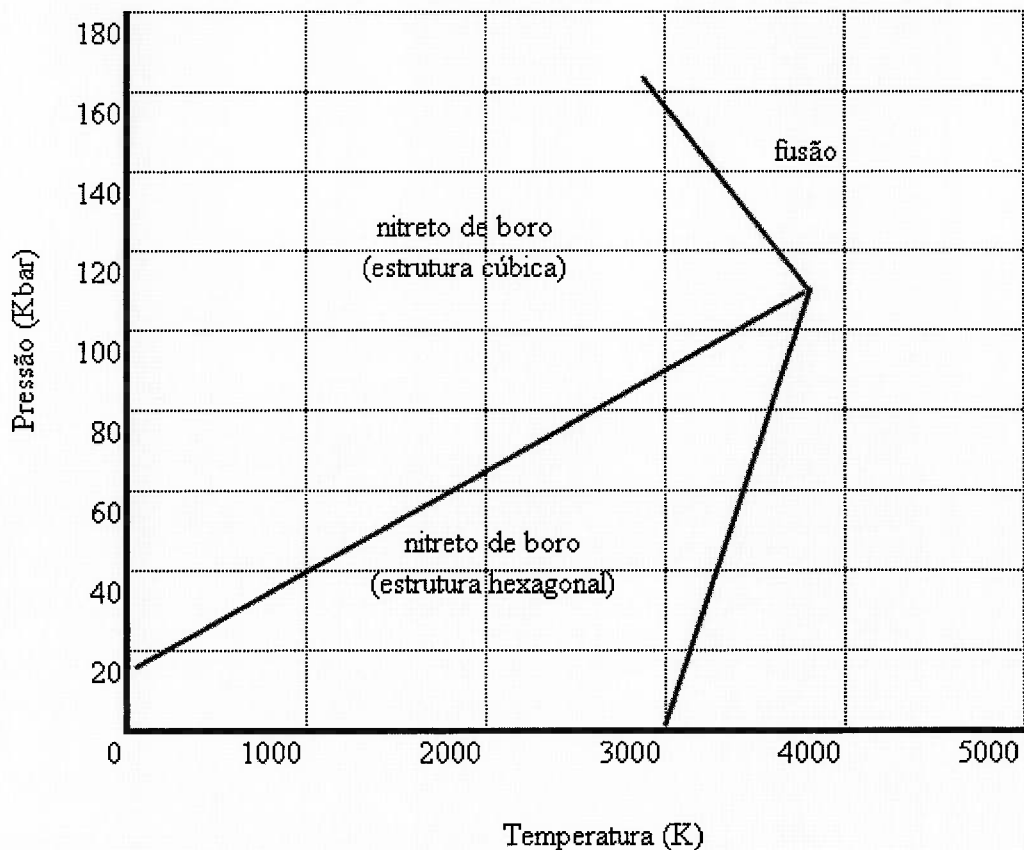


Figura 2.13 – diagrama de fase do nitreto de boro
(adaptado de KÖNIG, W.; KLOCKE, F. [15])

Ferramentas de nitreto de boro cúbico são fabricadas a partir da sinterização de partículas de nitreto de boro cúbico misturadas com Co, TiC ou TiN. Normalmente as ferramentas de nitreto de boro cúbico diferem-se quanto a porcentagem de nitreto de boro cúbico na mistura. As ferramentas com alto teor de nitreto de boro cúbico tipicamente são fabricadas a partir da sinterização de uma mistura de nitreto de boro cúbico e Co, onde o Co age como elemento que implementa a resistência a fratura visto ser o nitreto de boro cúbico duro e frágil. Já as ferramentas com baixo teor de nitreto de boro cúbico são formadas a partir de uma mistura de nitreto de boro cúbico e TiC e/ou TiN. A principal vantagem do nitreto de boro cúbico deve-se a sua dureza estável em altas temperaturas e a baixa solubilidade com os aços. Este apresenta as seguintes características:

- dureza Knoop de cerca de 4800kg/mm²;
- mantém a dureza acima de 1000°C;
- é insensível à oxidação; e
- é inerte ao carbono.

CHOU, Y.K [35] confirmou que para operações de acabamento, no processo de torneamento de materiais endurecidos, os insertos com baixo teor de nitreto de boro cúbico, além de produzirem melhor acabamento superficial nas peças, apresentam, uma vida maior quanto ao desgaste, quando comparados com os insertos com alto teor de nitreto de boro cúbico, mais duros e tenazes.

Segundo este mesmo autor, algumas explicações podem ser dadas para este fato. Ferramentas com baixo teor de nitreto de boro cúbico possuem uma maior resistência de ligação por parte do aglomerante do que as ferramentas com alto teor de nitreto de boro cúbico. Insertos com baixo teor de nitreto de boro cúbico possuem menor condutividade térmica que os de alto teor de nitreto de boro cúbico, fazendo com que grande parte do calor gerado na zona de corte seja transferido para o cavaco. Como a temperatura gerada é suficientemente alta para o seu recozimento, o cavaco amolece, diminuindo, assim, o desgaste da ferramenta pelo deslizamento.

A figura 2.14 abaixo apresenta de forma resumida o campo de utilização de ferramentas com alto e baixo teores de nitreto de boro cúbico. De acordo com ISCAR IMC GROUP [30] a velocidade de corte para os diversos tipo de nitreto de boro cúbico pode variar entre $V_c=80\text{m/min}$ a $V_c=350\text{m/min}$, conforme a condição do corte (contínuo/interrompido).

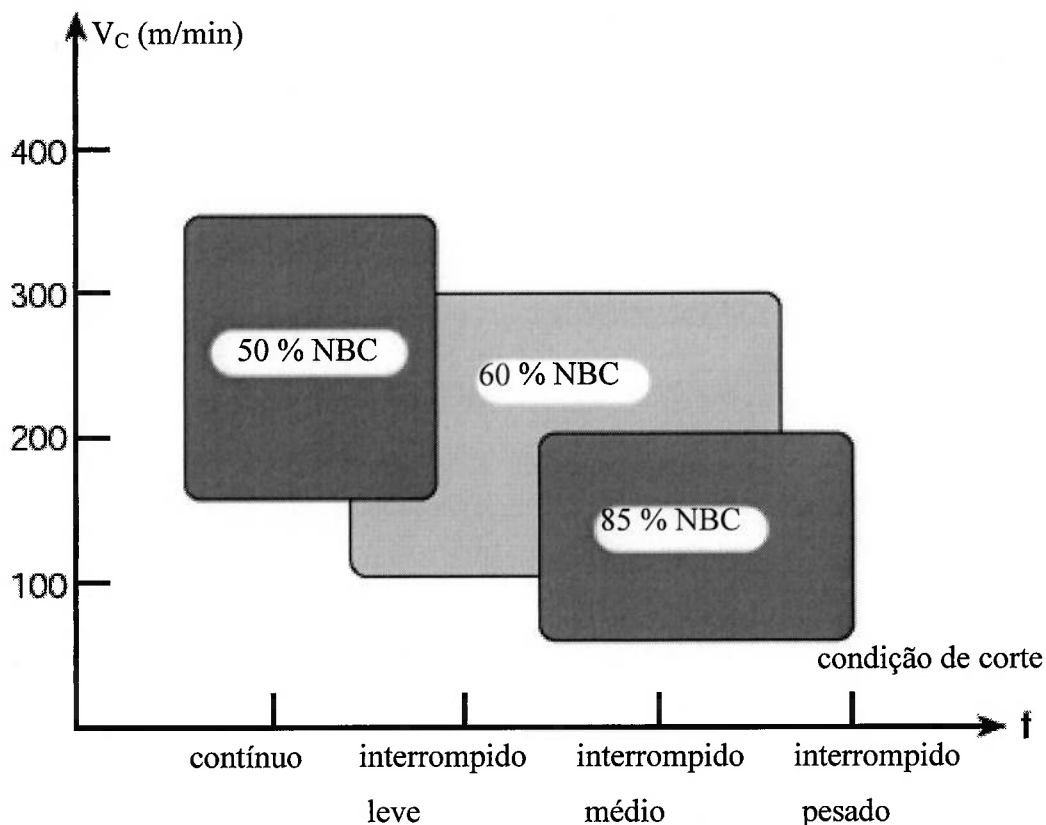


Figura 2.14 – campo de aplicação para ferramentas com alto e baixo teor de nitreto de boro cúbico (adaptado de ISCAR IMC GROUP [30])

2.5 Desgaste da Ferramenta

No processo de usinagem de metais, diversos mecanismos de desgaste estão presentes, dependendo dos parâmetros de corte (principalmente a velocidade de corte) e do material da peça e material da ferramenta de corte empregados. Segundo DEONÍSIO, C.C [38], o principal fator para a seleção do material da ferramenta de corte é o conhecimento dos mecanismos do desgaste envolvidos no processo.

O desgaste em ferramentas de corte é difícil de ser previsto e compreendido, devido ao grande número de variáveis envolvidas. No entanto, o desgaste em ferramentas de corte pode ser descrito por uma pequena quantidade de mecanismos: abrasão, adesão, difusão, deformação plástica e fratura FERRARESI, D. [37]. Esquemáticamente estes mecanismos podem ser representados pela figura 2.15.

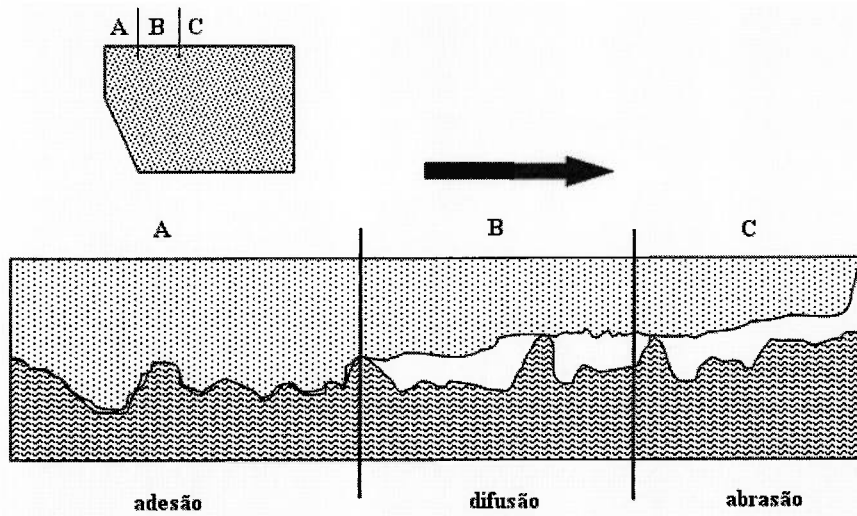


Figura 2.15 – principais mecanismos de desgaste ; adesão, abrasão, difusão
(adaptado de KÖNIG, W.; KLOCKE, F [15])

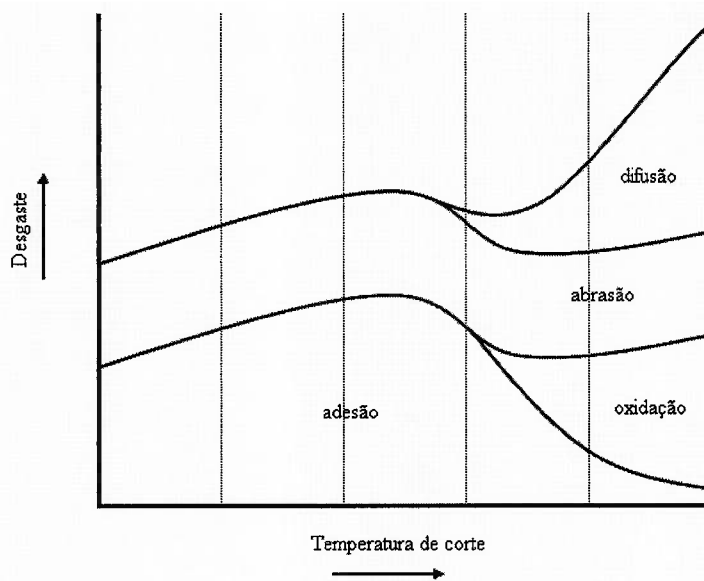


Figura 2.16 – principais mecanismos de desgaste em função da temperatura de corte
(adaptado de KÖNIG, W.; KLOCKE, F [15])

Como mostrado pela figura 2.16, para um determinado material o desgaste abrasivo ocorre em qualquer condição de corte, enquanto o desgaste adesivo é encontrado principalmente a baixas temperaturas de corte, ou seja, a baixas

velocidades de corte. Já o desgaste devido à instabilidade química, incluindo os efeitos de difusão e oxidação, aparecem a altas velocidades de corte.

2.5.1 Desgaste Adesivo

Resumidamente, o desgaste adesivo pode ser descrito como sendo causado pela formação de junções soldadas entre o cavaco e as superfícies da ferramenta. A ruptura dessas junções, pela força de corte, faz com que pequenos fragmentos do material da ferramenta fiquem aderidos ao cavaco ou à peça. Este tipo de desgaste pode ocorrer na superfície de folga da ferramenta em baixas velocidades de corte, quando as temperaturas de contato não são tão altas. Pode envolver oxidação da superfície da ferramenta ou outra interação química com o ar ao redor, seguido pela remoção mecânica dos produtos da reação.

O desgaste resultante da adesão, ou seja, devido ao caldeamento de partículas da peça sobre as superfícies de folga e de saída da ferramenta, surge a partir de condições características, que podem se formar próximo à região de corte do material. Quando a superfície do material a ser usinado encontra-se livre de óxidos e as pressões e temperaturas próximas a região de corte forem suficientemente elevadas e a velocidade de corte for baixa $V_c < 80$ m/min, teremos condições propícias para o caldeamento.

Este caldeamento gera, por sua vez, a formação da aresta postiça de corte. Esta devido às condições de pressão e temperatura poderá assumir valores de dureza de até 4 vezes a dureza do material da peça. A aresta postiça de corte, após seu desenvolvimento, assumirá a função da aresta de corte provocando um acabamento indesejado da peça usinada.

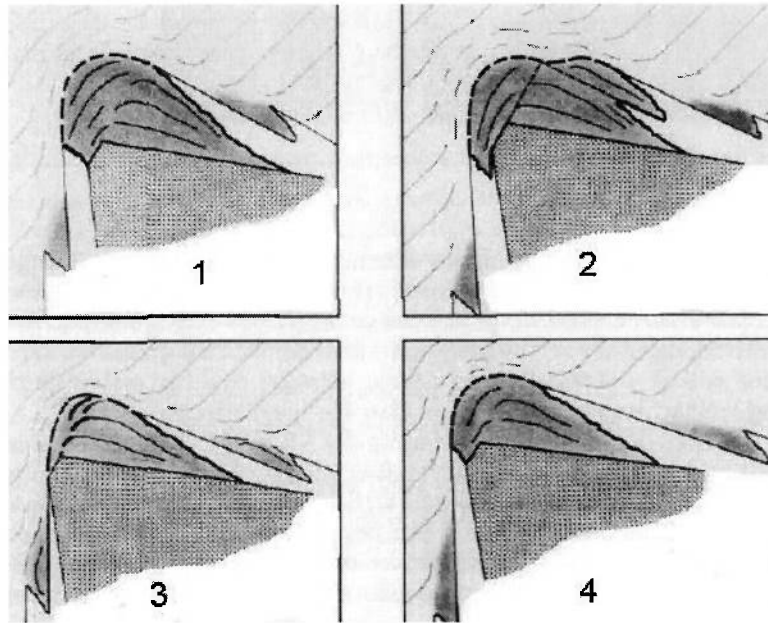


Figura 2.17 – desenvolvimento da aresta postiça de corte
(adaptado de KÖNIG, W.; KLOCKE, F. [15])

Conforme apresentado pela figura 2.17 acima, a aresta postiça de corte começa a se formar em uma área que abrange a superfície de folga e a de saída da ferramenta.

No decorrer do desenvolvimento da aresta postiça de corte esta irá arrancar partículas da superfície de folga, que irão escoar com o cavaco, gerando, portanto, o desgaste da superfície livre.

Como o cavaco estará neste caso escoando sobre a aresta postiça de corte e não sobre a superfície de saída, o desgaste devido ao crateramento pode ser desprezado.

2.5.2 Desgaste por Difusão

Simplificadamente, o desgaste por difusão caracteriza-se pela perda do material devido à difusão dos átomos do material da ferramenta no material usinado e vice-versa. Os requisitos para que haja o desgaste por difusão são a afinidade físico-

química entre as duas superfícies, fazendo com que os átomos possam mover-se livremente através da interface, desde que a temperatura seja alta o suficiente para possibilitar uma rápida difusão.

Em ferramentas de metal duro com características de alta resistência ao desgaste em elevadas temperaturas, deve-se esperar como causa principal do desgaste a difusão (nos casos em que exista afinidade química entre os materiais da peça e da ferramenta).

KLIMENKO, S.A. et al. [39] demonstrou que na usinagem com ferramentas de nitreto de boro cúbico ocorrem reações químicas na zona de corte, alterando a composição dos materiais em contato e afetando o processo de desgaste da ferramenta, ou seja, ocorre:

- difusão de ferro (Fe) na fase intermediária de Cobalto (Co);
- difusão do Co no aço do cavaco, na qual Fe e Co formam uma fase cristalina; e
- diluição do carboneto de tungstênio através da formação de outros carbonetos.

2.5.3 Tipos de Desgaste Mais Comuns

A norma ISO 3685 [120] determina os parâmetros de medida dos desgastes desenvolvidos no flanco e na face da ferramenta figura 2-18. No flanco mede-se a largura da marca de desgaste (VB), sendo: VBB o desgaste médio de flanco; VBmax o desgaste máximo de flanco; VBN o desgaste de entalhe no gume principal; VBC o desgaste de entalhe no gume secundário. Na face mede-se a profundidade da cratera (KT) e a distância do centro da cratera ao gume (KM).

No caso das avarias, elas podem ser subdivididas em: deformações plásticas, trincas e fraturas (lascamentos e quebra). Segundo STEMMER, C.E. [10] as trincas térmicas (devido ao aumento do gradiente de temperatura a cada entrada da ferramenta na peça) são a maior causa das falhas da ferramenta em altas velocidades de corte. Já as trincas mecânicas (por causa dos choques mecânicos na entrada e/ou na saída da ferramenta na peça – principalmente em operações de fresamento) são as

principais responsáveis pelas falhas (geralmente lascamentos) em baixas velocidades de corte. FERRARESI, D. [37] afirma que o lascamento é uma falha acidental e prematura que pode ocorrer quando a ferramenta é pouco resistente (ângulo de quina muito pequeno ; pastilha muito dura e pouco tenaz) ou quando acontecem sobre-solicitações de origem mecânica (impactos ferramenta-peça ; peça com inclusões duras ; vibrações) ou térmica (resfriamento brusco).

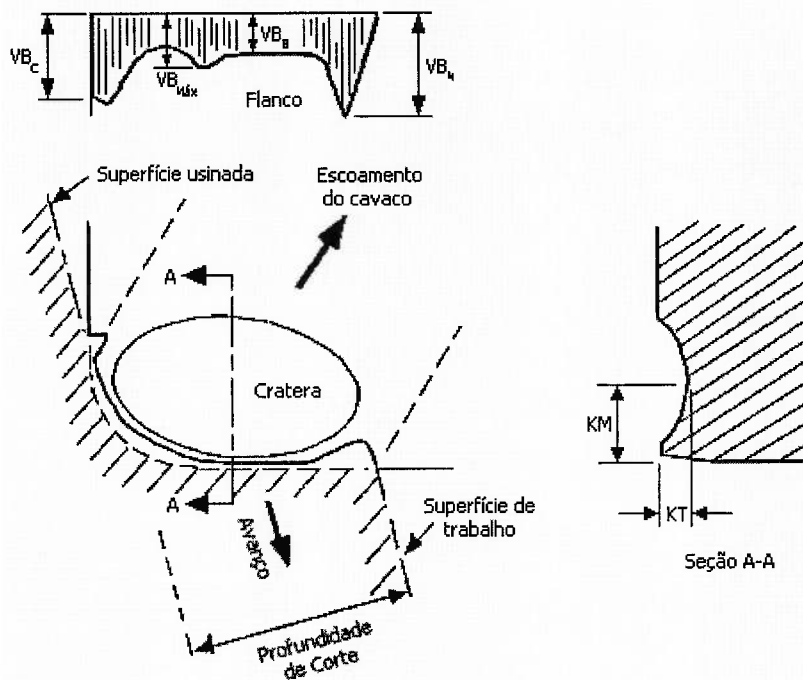


Figura 2.18 – Padrão de desgaste para uma ferramenta de torneamento
(adaptado de STEMMER, C.E. [10])

FERRARESI, D. [37] classifica a quebra como a ruptura da quina ou do gume pela ação de grandes forças de usinagem. Para finalizar, STEMMER, C.E. [10] explica que a diferença entre microlascamento, lascamento e quebra está na dimensão da fratura, a qual é definida pelo volume de material perdido pela ferramenta. Se houver o predomínio do desgaste por abrasão, a dureza da camada de revestimento será importante. Se predominar o desgaste adesivo, a baixa adesão para o material usinado será importante. Por último, se o desgaste devido à instabilidade química predominar, as propriedades de barreira contra a difusão serão importantes no revestimento.

2.6 Rugosidade

2.6.1 Conceito de Rugosidade

Inicialmente, é interessante esclarecer que a rugosidade, ou o perfil linear de uma superfície que é designado por este nome, é normalmente representada em escalas (para ampliação ou redução) distintas para as direções vertical e horizontal. Isso para evidenciar a mudança de perfil de maior interesse para análise de uma superfície, já que as escalas de variação para dimensões perpendiculares a superfície analisada são, em geral, menores que as para dimensões paralelas a superfície.

Como em grande parte das vezes deseja-se saber mais sobre a variação do perfil perpendicular a superfície, é comum ampliar as variações de um perfil de rugosidade nesta direção, e em uma escala menor de ampliação as variações na direção paralela a superfície.

Os parâmetros de rugosidade existentes são valores numéricos resultantes de integrações ou de operações matemáticas simples de perfis amostrais de superfícies. Logo, são representações sujeitas a diversos erros de medição e interpretação. Contudo, sua praticidade é inegável: é extremamente útil dispor de valores numéricos para comparação e análise de superfícies, seja para resumir diversas informações contidas em uma superfície tridimensional, ou mesmo para separar e classificar superfícies distintas, geradas por diferentes processos de fabricação.

Muitos dos perfis de rugosidade analisados em operações de engenharia são obtidos por contato direto, através de um apalpador de um perfilômetro ou de um rugosímetro. Dois grandes efeitos podem modificar a aquisição do perfil analisado, e, conseqüentemente, fornecer através destes aparelhos perfis de superfície que não retratem a realidade: a carga aplicada ao apalpador de leitura e o raio da ponta do apalpador.

Com relação à distorção causada pela carga aplicada ao apalpador, pode-se afirmar que é praticamente impossível obter uma leitura de perfil por contato, sem que este não danifique a superfície em questão alterando o perfil analisado e diferenciando-o do registrado pela aparelho. Existem outras alternativas para obter tais perfis sem o contato físico, através de uma maneira ótica: microscópios de varredura eletrônica, por exemplo, e outros casos de interferometria ótica em que o

perfil da superfície é adquirido por meio de varredura de algum tipo de onda eletromagnética. Assim, podem-se registrar perfis sem modificação alguma em sua estrutura, ao menos no nível microscópico.

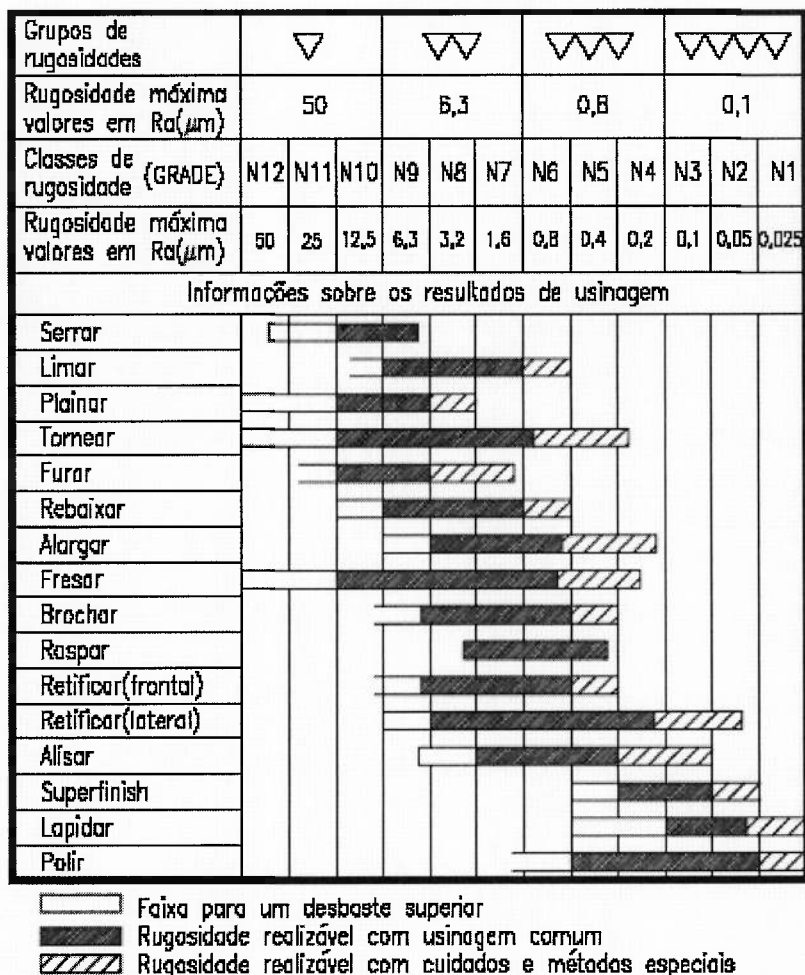


Figura 2.19 – valor de R_a para diferentes processos de fabricação (adaptado de HOMMELWERKE GMBH [41])

A correta aplicação de parâmetros de rugosidade é especialmente importante em projetos de engenharia onde as propriedades superficiais são estabelecidas de acordo com a função que devem satisfazer. As normas DIN4766 [42] e NBR8404/1984 [44] estabelecem para obtenção dos diferentes valores de rugosidade média as operações de processamento para metais apresentadas na figura 2.19 acima.

2.6.2 Definições de Parâmetros de Rugosidade

A rugosidade média aritmética R_a é de longe o método mais usado para indicação da rugosidade devido a sua facilidade de cálculo, bem como a medição desta característica ser feita através de equipamentos analógicos (mais simplificados, pois usam circuitos eletrônicos relativamente elementares).

O parâmetro de rugosidade R_a também já foi denominado no passado de CLA (center line average = média da linha de centro) ou AA (arithmetic average = média aritmética) HOMMELWERKE GMBH. [41] (vide figura 2.20a. e 2.20b).

A rugosidade média R_a é definida por:

$$R_a = \frac{1}{L} \cdot \int_0^L |h(x)| \cdot dx \quad (3)$$

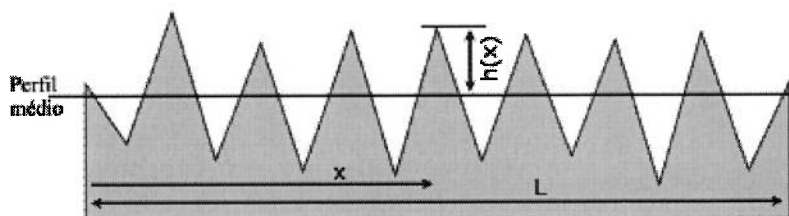


Figura 2.20 a.) – derivação do parâmetro de rugosidade R_a
(adaptado de HOMMELWERKE GMBH [41])

O parâmetro R_a é normalmente utilizado no monitoramento de processos de produção, nos quais ocorre uma gradual modificação do acabamento superficial da peça usinada, devido ao desgaste da ferramenta de corte. Por sua característica, o R_a pode ser aplicado com sucesso no controle contínuo da rugosidade nas linhas de produção para o controle de superfícies, cujo acabamento apresenta sulcos de usinagem bem orientados (torneamento, fresagem etc.). Normalmente, as superfícies

controladas através da rugosidade média são de pouca responsabilidade e muitas vezes requerem apenas um acabamento para fins estéticos.

Visto que o parâmetro R_a apresenta um valor médio de rugosidade o mesmo não sofrerá grande influência de imperfeições da peça, tais como “picos” e “vales”, os quais podem aparecer sobre a peça, em função, por exemplo, da porosidade do material. Desta forma, o valor de R_a não define a forma das irregularidades do perfil, de tal modo que se pode ter um valor mesmo valor de R_a para superfícies originadas de processos de usinagem diferentes. O perfis mostrados abaixo podem apresentar o mesmo valor de R_a , mas a simples observação visual permite concluir que, a depender da aplicação, os resultados podem ser bastante diferentes.



Figura 2.20 b.) – comparação do R_a para diferentes perfis
(adaptado de HOMMELWERKE GMBH 41])

Desta maneira, se houver a necessidade de distinção mais rigorosa, outros parâmetros devem ser considerados, tais como picos e depressões, formas e espaçamentos. Portanto, métodos mais sofisticados, tais como a rugosidade média quadrática (R_q) ou a rugosidade total (R_t) devem ser consideradas.

Alguns autores sugerem com base em ensaios realizados em ambiente laboratorial, fórmulas teóricas para o cálculo do R_a . TCHÄTSCH, H. [43], sugere para o torneamento:

$$R_a = 41,66 \cdot \left[\frac{f^2}{r} \right] \quad (4)$$

e para o fresamento:

$$R_a = 500 \cdot r \cdot \left\{ \sqrt{r^2 - \left(\frac{f}{2}\right)^2} \right\} \quad (5)$$

Vale lembrar que as fórmulas (4) e (5) são estimativas, ou seja: os resultados reais dependem de outros fatores, como materiais da peça e da ferramenta, parâmetros de corte, lubrificação, temperatura etc.

Outro parâmetro de rugosidade também muito utilizado é o da rugosidade média quadrática. Este pode ser definido como sendo:

$$Rq = \sqrt{\frac{1}{L} \cdot \int_0^L |h^2(x)| \cdot dx} \quad (6)$$

Este parâmetro é normalmente utilizado nos casos em que se deseja obter maior detalhamento da superfície usinada, pois este é mais sensível as variações de forma da superfície (picos e vales) do que o R_a . A rugosidade média quadrática é especialmente interessante quando se analisa estatisticamente a forma de uma superfície, visto que o desvio padrão (σ) da distribuição da altura do perfil da superfície é igual a rugosidade média quadrática.

Ademais a rugosidade total (R_t) figura 2.21, que corresponde à distância vertical entre o pico mais alto e o vale mais profundo no comprimento de avaliação, independe dos valores de rugosidade parcial.

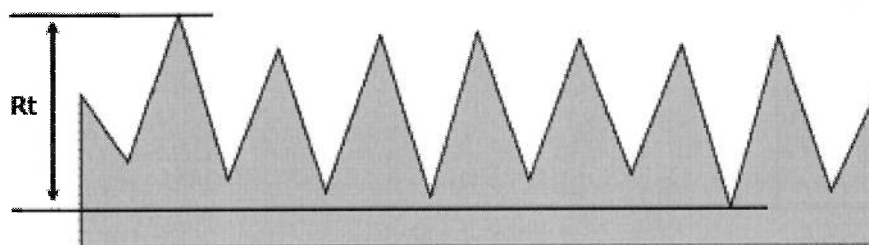


Figura 2.21 -- derivação do parâmetro de rugosidade total (R_t)
(adaptado de HOMMELWERKE GMBH [41])

2.6.3 Perfilômetro Hommelwerke T8000

Perfilômetros ou traçadores de perfil são equipamentos utilizados para medir a rugosidade de uma superfície (veja figura 2.22). Seu funcionamento dá-se através do deslizamento de uma ponta de diamante sobre a peça, conforme ilustrado pela figura 2.23, a seguir.



Figura 2.22 – perfilômetro Hommelwerke T8000
(adaptado de HOMMELWERKE GMBH [45])



Figura 2.23 – condição de medição (rugosidade)

Para medir a rugosidade das peças torneadas utilizou-se um perfilômetro Hommelwerke T8000 que possui resolução de $\pm 8\mu\text{m} / 1\text{ nm}$. Devido as suas características o perfilômetro Hommelwerke T8000 também foi utilizado para traçar o perfil das superfícies de diversos insertos.

2.7 Material do corpo de prova ABNT 52100 (DIN 100Cr6)

Os ensaios foram realizados com peças em aço ABNT 52100, temperados e revenido à dureza de $60 \pm 2\text{ HRc}$. A composição química média do aço ABNT 52100, bem como as condições de tempera e recozimento encontram-se relacionadas na tabela 2.1, a seguir.

A dureza das peças após o tratamento térmico foi controlada através de um durômetro Krautkramer MIC10, conforme mostrado pela figura 2.24.



Figura 2.24 – durômetro Krautkramer MIC10
(adaptado de GE INSPECTION TECHNOLOGIES [57])

composição química média do aço ABNT52100								
C	Si	Mn	P	S	Cr	Ni	Mo	Outros
0,98	0,25	0,35	0,03	0,03	1,45	-	-	-

[A]

temperatura de normalização (°C)	temperatura de recozimento (°C)	dureza HB após recozimento	temperatura de têmpera (°C)	dureza HRc após tempera	meio
885	795	207	845	58-62	óleo

[B]

Tabela 2.1 – [A] composição química e [B] condição de tratamento térmico
(adaptado de GERDAU AÇOS ESPECIAIS [53])

CAPÍTULO 3

MÁQUINA FERRAMENTA E FERRAMENTA

3.1 Máquina Ferramenta

3.1.1 Desenvolvimento Histórico (Torno)

O torno desde antigamente vem sendo usado como meio de fabricar rodas, partes de bombas d'água, cadeiras, mesas, e utensílios domésticos. Sabe-se que antigas civilizações, a exemplo dos egípcios, assírios e romanos, já utilizavam antigos tornos como um meio fácil de fazer objetos com formas redondas.

Os tornos de vara foram muito utilizados durante a idade média e continuaram a ser utilizados até o século XIX por alguns artesãos. Nesse sistema de torno a peça a ser trabalhada era amarrada com uma corda presa numa vara sobre a cabeça do artesão e sua outra extremidade era amarrada a um pedal. O pedal quando pressionado puxava a corda fazendo a peça girar, a vara por sua vez fazia o retorno. Por ser fácil de montar esse tipo de torno permitia que os artesãos se deslocassem facilmente para lugares onde houvesse a matéria prima necessária para eles trabalharem.

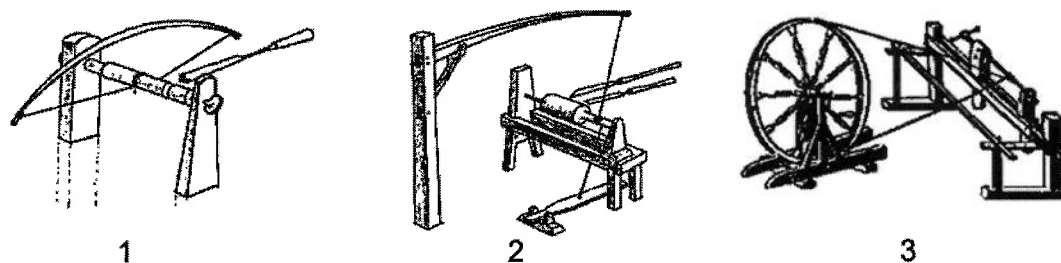


Figura 3.1 – imagens dos primeiros tornos

(1) – torno de arco ; (2) – torno de vara ; (3) – torno de fuso

(adaptado de CENTRO DE INFORMAÇÃO METAL MECÂNICA [112])

No final do século XV a necessidade por uma velocidade contínua de rotação fez com que fossem criados os tornos de fuso. Esses tornos necessitavam de duas pessoas para serem utilizados (mais, dependendo do tamanho do fuso). Enquanto um servo girava a roda, o artesão utilizava suas ferramentas para dar forma ao material. Esse torno permitia que objetos maiores e com materiais mais duros fossem trabalhado.

Com a invenção da máquina a vapor por James Watt, os meios de produção como teares e afins foram adaptados a nova realidade. O também inglês, Henry Moudslay adaptou a máquina a vapor a um torno, criando o primeiro torno a vapor. Essa invenção não só diminuía a necessidade de mão de obra, uma vez que os tornos podiam ser operados por uma pessoa apenas, como também fez com que a mão de obra se tornasse menos especializada. A medida que a manufatura tornava-se mais mecânica e menos humana as caras habilidades dos artesãos eram substituídas por mão de obra barata. Isso deu condições para que Whitworth em 1860 mantivesse uma fábrica com 700 funcionários e 600 máquinas ferramenta. Moudslay e Whitworth ainda foram responsáveis por várias outras mudanças nos tornos da época, como o suporte para ferramenta e o avanço transversal. Essas inovações são melhor observadas na figura abaixo:

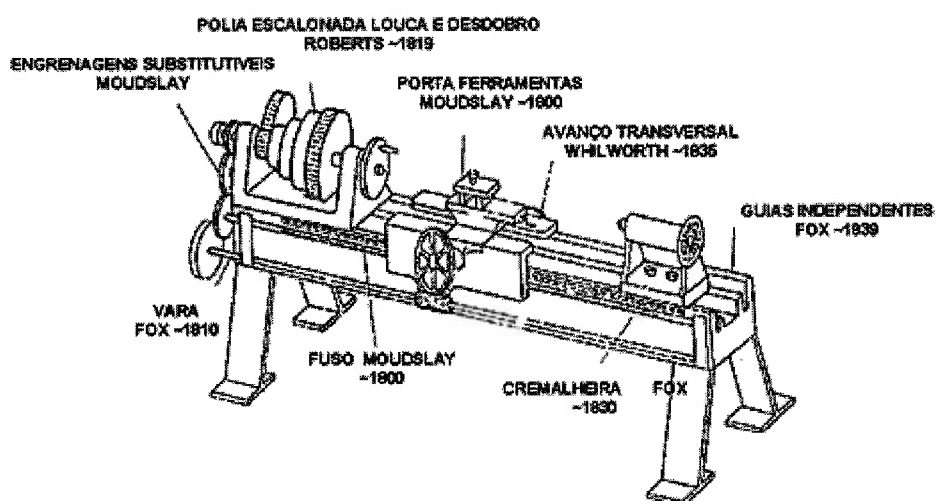


Figura 3.2 – inovações introduzidas ao torno por Withworth e Moudslay em 1860
(adaptado de CENTRO DE INFORMAÇÃO METAL MECÂNICA [112])

A partir das inovações de 1860 o desenvolvimento do torno nos anos subseqüentes se deu de forma acelerada. Os principais marcos desta evolução foram:

1906: O torno já tem incorporada todas as modificações feitas por Moudsley e Whitworth. A correia motriz é movimentada por um conjunto de polias de diferentes diâmetros, o que possibilitava uma variada gama de velocidades de rotação. Sua propulsão era obtida através de um eixo acionado por um motor, o que fixava a máquina a um local específico.

1925 o torno paralelo: O problema de ter de fixar o torno é resolvido pela substituição do mesmo por um motor elétrico nos pés da máquina. A variação de velocidades vinha de uma caixa de engrenagens, e desengates foram postos nas sapatas para simplificar alcances de rotação longos e repetitivos. Apesar de apresentar dificuldades para o trabalho em série, devido a seu sistema de troca de ferramentas, é o mais usado atualmente.

1960 o torno automático: Para satisfazer a exigência de grande rigidez criou-se uma estrutura completamente fechada. A máquina é equipada com um engate copiador que transmite o tipo de trabalho do gabarito através de uma agulha.

1978 o torno de CNC: Apesar de não apresentar nenhuma grande mudança na sua mecânica, o torno de CNC como é chamado, substituiu os mecanismos. O uso de um painel permite que vários movimentos sejam programados e armazenados permitindo a rápida troca de programa.

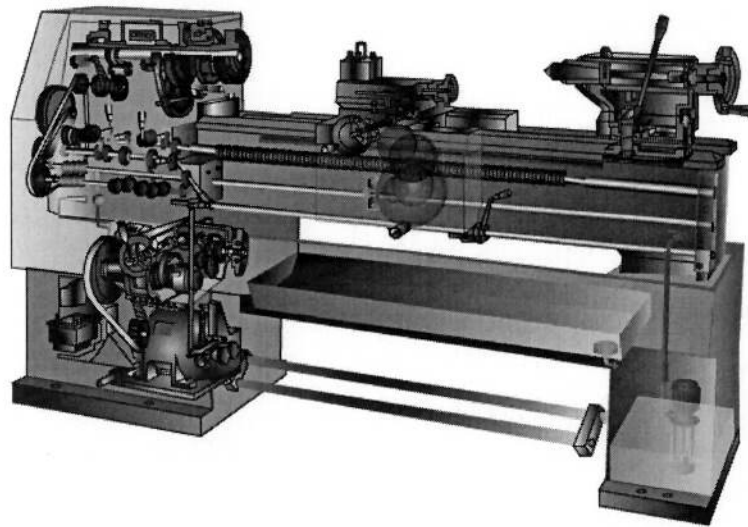


Figura 3.3 – torno mecânico da década de 80
(adaptado de CENTRO DE INFORMAÇÃO METAL MECÂNICA [112])

Na década de 80 o nível de desenvolvimento do torno já havia atingido um estágio tal que estes eram similares ao torno apresentado esquematicamente pela figura 3.3.

Com o desenvolvimento contínuo das máquinas ferramenta os tornos atuais se apresentam conforme representado pela figura 3.6 e são construídos de acordo com as mais novas tecnologias existentes, que serão brevemente discutidas nos próximos parágrafos.

Em conjunto com o desenvolvimento de novos materiais de corte, a precisão e rigidez das máquinas ferramenta foram melhoradas para que o torneamento duro pudesse se tornar um processo viável. Devido ao acentuado ângulo de saída negativo (devido normalmente ao chanframento da aresta de corte) em ferramentas utilizadas para usinagem de materiais endurecidos surgem elevados esforços de corte. Estes requerem adequada rigidez da máquina ferramenta, potência no fuso principal, características de amortecimento e precisão na movimentação e posicionamento dos eixos. Máquinas ferramenta mais modernas já estão incorporando as mais novas tecnologias, tais como: base de máquina de compósitos de polímeros, redução do número de pontos de união, guias hidrostáticas, dentre outros desenvolvimentos.

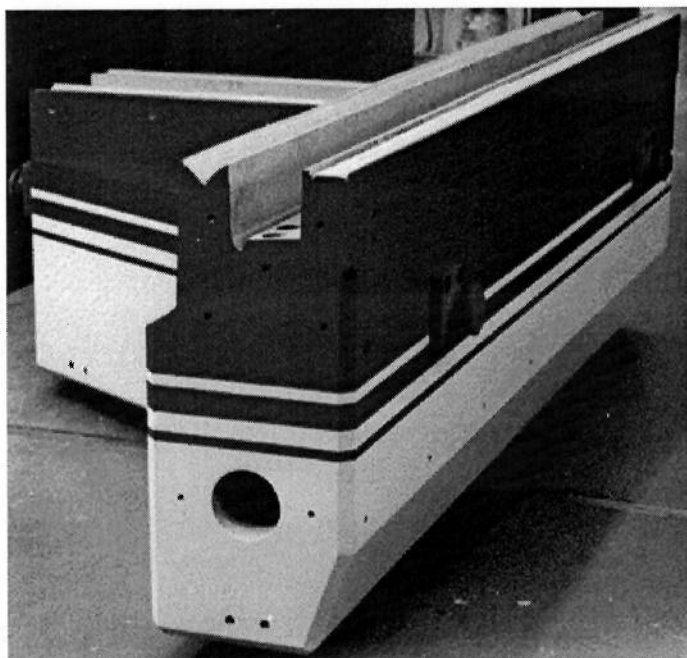


Figura 3.4 – base de máquina ferramenta fabricada em Granitan S103
(adaptado de STUDER AG [46])

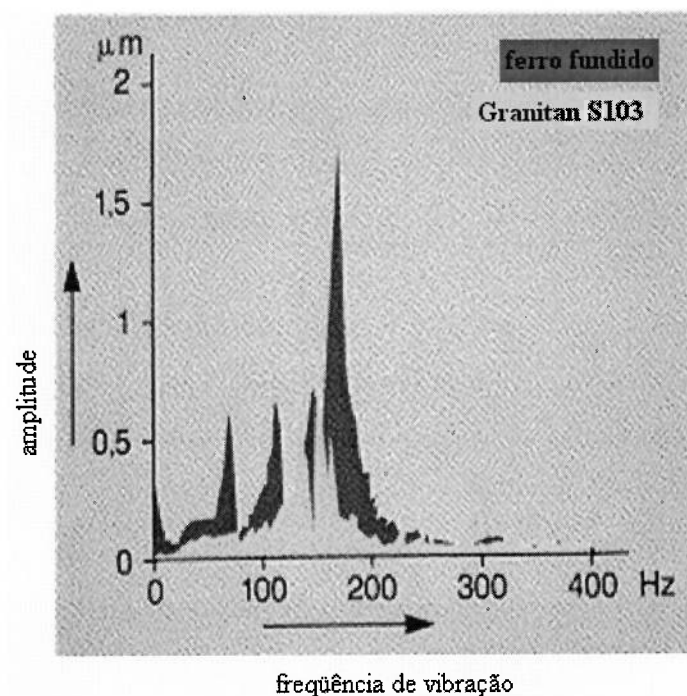


Figura 3.5 – comparativo da amplitude de vibração para máquinas com base em
ferro fundido e Granitan
(adaptado de STUDER AG [46])

Máquinas ferramenta dotadas de base de compósito de polímeros, tais como a representada pela figura 3.4 acima apresentam uma melhor estabilidade no tocante ao amortecimento de vibrações, como pode ser observado pela figura 3.5 .

Um dos mais importantes componentes de uma máquina ferramenta é o fuso principal. O resultado da usinagem de materiais endurecidos depende decisivamente da interface formada entre a ferramenta, porta ferramenta e o sistema de acoplamento na máquina. Estes devem ser desenvolvidos para trabalharem dentro de condições severas de esforços de corte, ou seja: o sistema de fixação deve garantir não só a troca rápida de ferramenta como também as funções de alta performance e garantir a exatidão dimensional após várias trocas. É de vital importância que as máquinas ferramentas construídas para a usinagem de materiais endurecidos considere os seguintes fatores: balanceamento, batimento, concentricidade e alta tolerância de forma e posição, reduzindo, assim, a influência da força centrífuga causada pela distribuição não uniforme de pequenas massas e desvios radiais.

Os fabricante de máquinas ferramenta, com a finalidade de propiciar as características citadas acima às máquinas ferramenta utilizadas para a usinagem de materiais temperados, controem-nas levando em consideração as normas DIN8605 [47] e ISO1940-2 [48] entre outras.

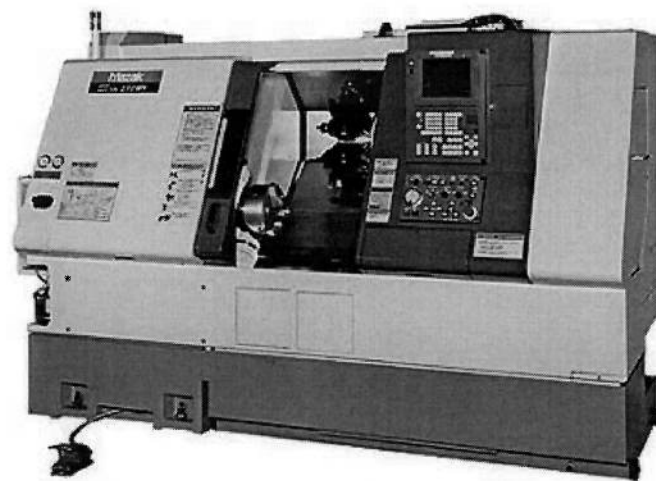


Figura 3.6- Torno Mazak Quick Turn (adaptado de MAZAK CO. [49])

O torno utilizado para os ensaios foi um Mazak Quick Turn, este equipamento apresenta a rigidez e precisão necessária para o torneamento de materiais endurecidos e foi construído de acordo com as mais novas tecnologias

As especificações deste torno estão relacionadas abaixo MAZAK CO. [49] :

- diâmetro máximo de torneamento: 400mm (15.75");
- comprimento máximo de torneamento: 500mm (19.68");
- velocidade máxima do fuso: 5000 (rpm);
- motor principal: AC15kW (20HP);
- tipo de torre: indexação múltipla em 12 posições; e
- capacidade da torre: 12 ferramentas.

Conforme já havia sido mencionado, a rigidez das máquinas ferramenta utilizadas na usinagem de materiais endurecidos é crucial para que o processo de usinagem possa ser concluído com êxito. Especial atenção deve ser dada à rigidez do conjunto porta ferramenta / ferramenta.

Na figura 3.7 podemos observar o efeito do desbalanceamento causado entre o porta ferramenta e o sistema de fixação e giro do porta ferramenta de uma máquina ferramenta, onde o sistema de fixação expande mais que o porta ferramenta. Conseqüentemente, o porta ferramenta é axialmente deslocado pela força de aperto e adicionalmente as superfícies de contato são diminuídas. A transmissão de torque é, então, afetada e o centro da ferramenta não é mais garantido.

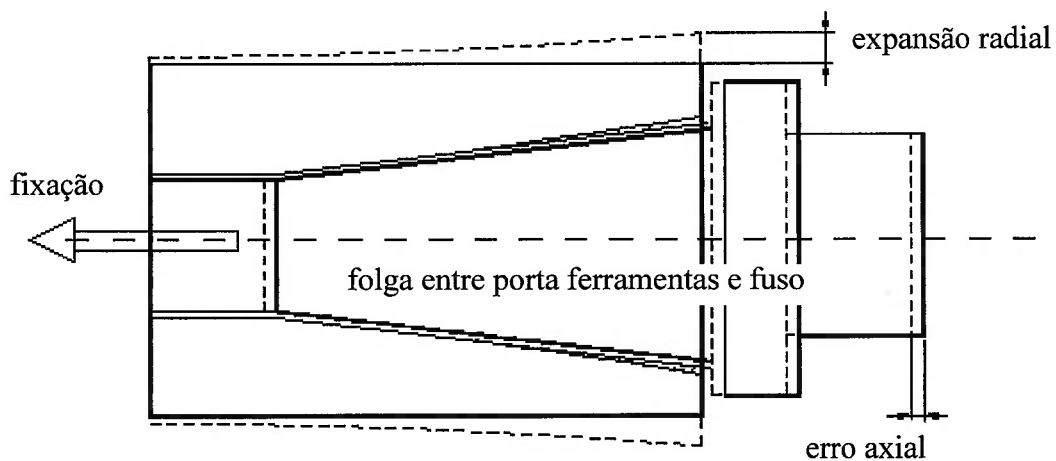


Figura 3.7 – efeito do desbalanceamento entre o porta ferramenta e o sistema de fixação (adaptado de BILZ Werkzeugfabrik [50])

Como sistemas de fixação pode-se citar como os mais recomendados os mandris por fixação térmica (figura 3.8) e os por fixação hidráulica (figura 3.12).

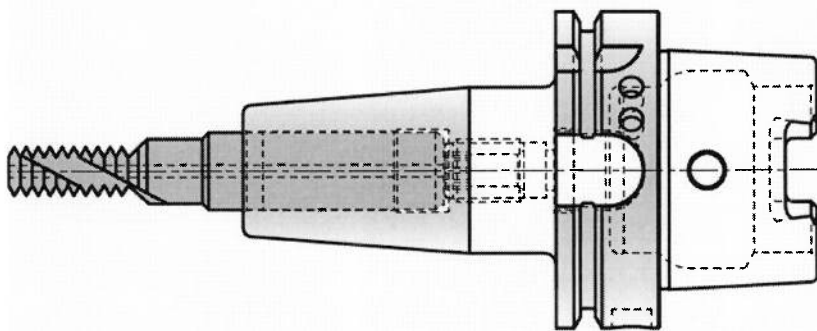


Figura 3.8 – mandril por fixação térmica (adaptado de KOMET Group [51])

Cada um apresenta vantagens e desvantagens durante um processo de usinagem, podendo ser destacadas como principais características:

Mandril por Fixação Térmica - É o sistema de fixação onde se tem por objetivo teórico, ferramenta e porta ferramentas unidos em um corpo só. Consiste basicamente em se aquecer previamente o cone de fixação do porta ferramentas em

um dispositivo apropriado (figura 3.9), em condições térmicas pré-estabelecidas, tendo-se, assim, a dilatação do furo de encaixe da ferramenta.

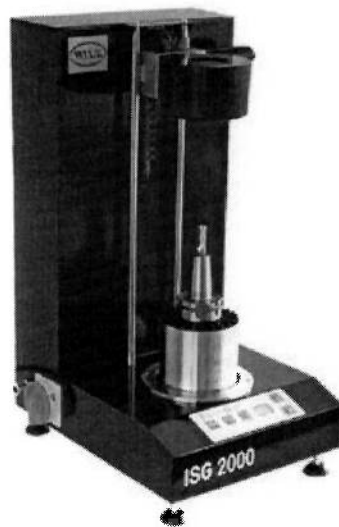


Figura 3.9 – Thermogrip: equipamento para fixação de ferramentas por interferência térmica (adaptado de BILZ Werkzeugfabrik [50])

A ferramenta é inserida neste furo (ferramenta em temperatura ambiente). Faz-se, então, o resfriamento do conjunto, fixando-se a ferramenta. Para se retirar a ferramenta, aquece-se novamente o conjunto e por diferença de dilatações térmicas do porta ferramentas e ferramenta, pode-se retirá-la.

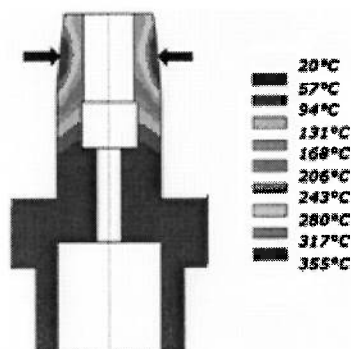


Figura 3.10 – distribuição da temperatura durante o processo de aquecimento (adaptado de BILZ Werkzeugfabrik [50])

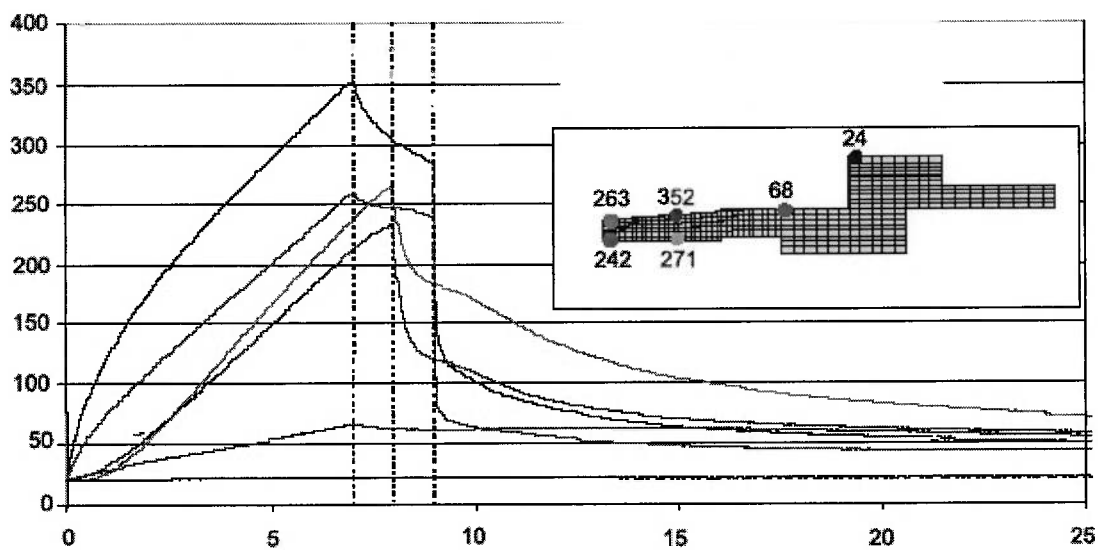


Figura 3.11 – distribuição da temperatura sobre o porta ferramenta ao longo do tempo (adaptado de KOMET Group [51])

Durante o processo de aquecimento e resfriamento o suporte da ferramenta será sujeito a temperaturas de acordo com o representado pelas figura 3.10 e 3.11 acima.

Dentre os principais pontos positivos dos mandris por fixação térmica pode-se dizer que BILZ Werkzeugfabrik [44]:

- por não possuir partes móveis ou dispositivos assimétricos, é por concepção bem balanceado; e
- permite taxas de avanço e rotações altas, devido ao baixo grau de desbalanceamento e sistema rígido de fixação.

Os principais pontos negativos do sistema de fixação térmica são:

- requer um mandril para cada ferramenta, devido a fixação ser feita sem elemento intermediário (bucha); e

- necessita de um dispositivo de aquecimento para se dilatar termicamente o porta ferramenta e, então, fixar a ferramenta.

Já nos mandris por fixação hidráulica o sistema de fixação consiste em se ter no porta ferramentas na região de encaixe da ferramenta, uma câmara vedada preenchida por óleo. A fixação da ferramenta é realizada quando se rosqueia um parafuso alojado no corpo do porta ferramentas, e este, ao ser rosqueado, pressiona o volume interno de óleo contra as paredes da câmara e esta, podendo-se dilatar somente na região da ferramenta (similar a uma pinça), dilata-se, fixando-se assim de forma equalizada, a ferramenta.

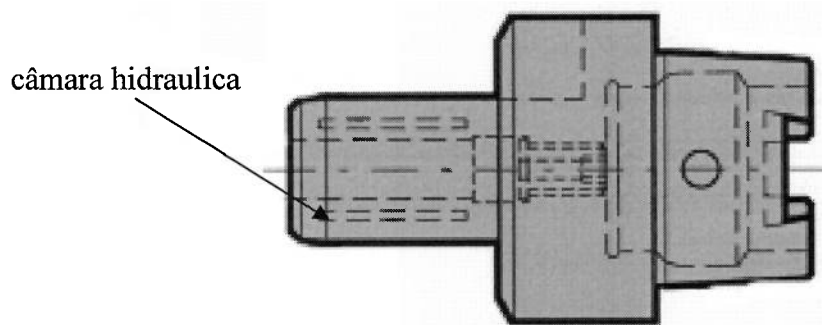


Figura 3.12 – mandril por fixação hidráulica (adaptado de GÜHRING [52])

Como principais pontos positivos dos mandris por fixação hidráulica pode-se dizer que GÜHRING [52]:

- por utilizar um elemento intermediário de fixação (buchta), evita um mandril para cada ferramenta;
- possui grau de balanceamento razoável, devido ao maior número de elementos de fixação;
- a fácil montagem da ferramenta, devido a fixação desta ser realizada somente por um parafuso de aperto.

Os principais pontos negativos do sistema de fixação hidráulica são:

- rotação admissível máxima de 12.000RPM; e
- não deve ser utilizado em processos de usinagem que apresentem um esforço de corte no sentido radial maior do que no sentido axial, tais como ocorre nas operações de fresamento (faceamento).

3.2 Ferramentas

Todas as ferramentas utilizadas nos ensaios realizados foram escolhidas de acordo com a norma DIN 4987/1 [110] e DIN 4987/2 [111]. A configuração básica do inserto adotado para os ensaios foi a CNMA 120408 (figura 3.13)

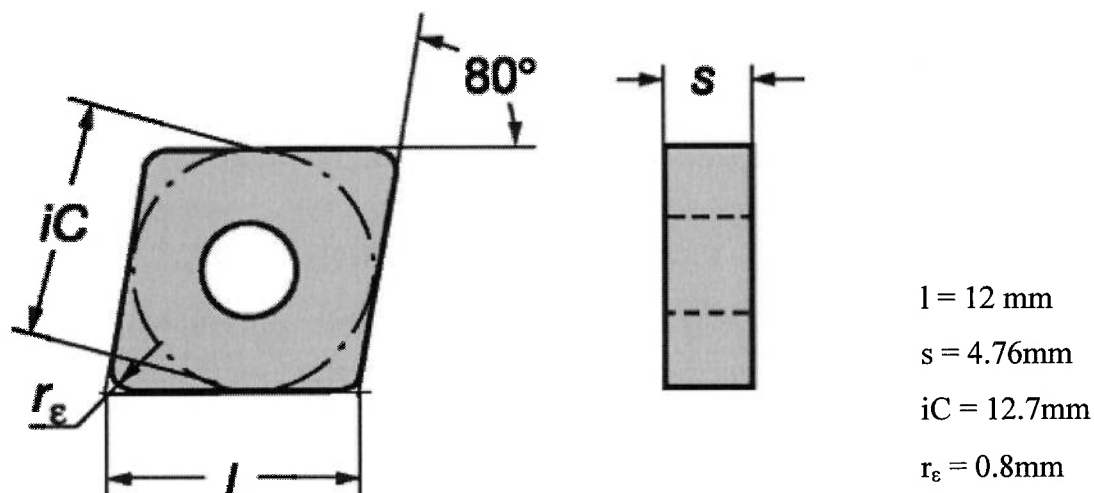


Figura 3.13 – inserto CNMA120408 (adaptado de SANDVIK COROMANT [109])

A configuração do inserto mencionado acima, de acordo com a norma DIN4987/1 [110] e DIN4987/2 [111] dá-se da seguinte maneira:

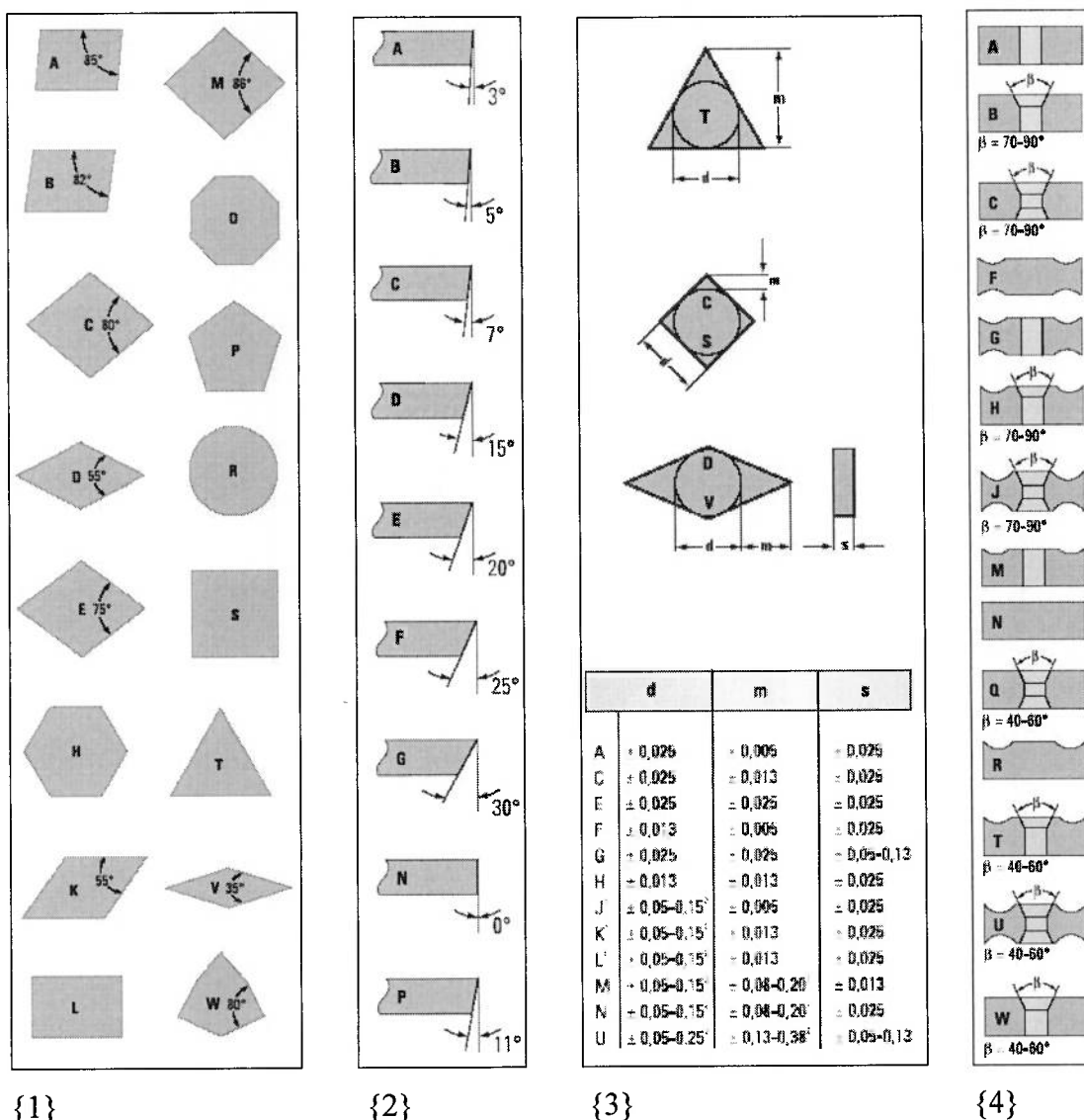


Figura 3.14 – classificação da pastilha usada nos ensaios; {1} – forma da pastilha; {2} ângulo de folga; {3} classe de tolerância; {4} tipo de quebra cavaco (adaptado de INGERSOLL CUTTING TOOLS [113])

Ou seja, a configuração da pastilha CNMA 120408 de acordo com a nomenclatura DIN4987/1 [110] e DIN4987/2 [111] é:

- C – formato da pastilha (ângulo de ponta de 80°) {1}
- N – ângulo de folga neutro (0°) {2}
- M – classe de tolerância de acordo com figura 3.13 / {3}
- A – tipo de quebra cavaco de acordo com figura 3.13 / {4}
- 12 – comprimento da aresta em mm

04 – espessura da pastilha ($s=4,76\text{mm}$)

08 – raio de ponta ($r_e=0,8\text{mm}$)

Os insertos CNMA 120408 utilizados nos ensaios que serão apresentados a seguir possuíam uma aresta de corte de nitreto de boro cúbico (figura 3.15) com e sem revestimento.



Figura 3.15 - inserto de geometria CNMA com ponta de nitreto de boro cúbico
(adaptado de SANDVIK COROMANT [109])

Todos os insertos tinham aresta de corte preparada com chanfro de $0,1\text{mm} \times 20^\circ$ (figura 3.16). Este chanfro tem como principal finalidade tornar a aresta de corte mais robusta e, desta maneira, menos suscetível a quebra. No entanto, o chanfro na aresta de corte torna a mesma altamente negativa e, assim, os esforços de corte gerados são maiores.

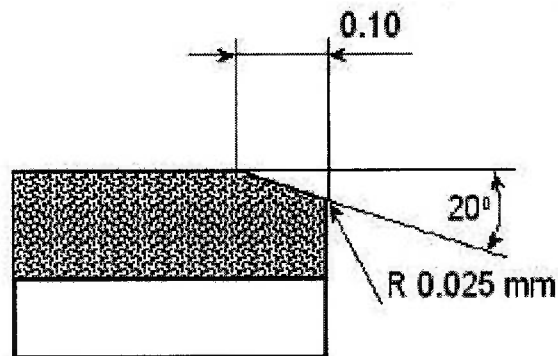


Figura 3.16 – aresta de corte preparada com chanfro

Foram avaliados ao todo cinco diferentes tipos de insertos de nitreto de boro cúbico. Estas ferramentas foram fornecidas por três fornecedores distintos, nomeados de 1.), 2.) e 3.)

Durante a 1ª série de ensaios, os insertos com revestimento foram utilizados nos testes de 4 a 8 e 12 a 16, sendo as revestimentos utilizadas de TiAlN e TiN, respectivamente. Já os últimos testes da 1ª série foram realizados com insertos sem revestimento e com geometria alisadora (figura 3.17). Os insertos com aresta alisadora, como pode ser visto através na figura abaixo, foram especialmente desenvolvidos para otimizar as operações de acabamento, pois se pretende com estes obter uma rugosidade 50% menor (mantendo-se o mesmo avanço linear).

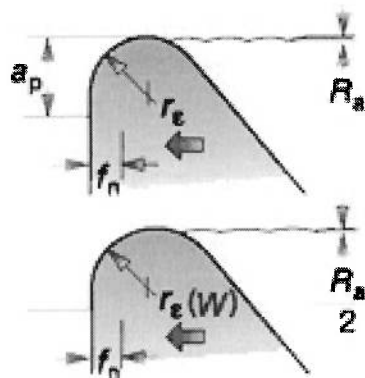


Figura 3.17 – aresta alisadora; operação de torneamento
(adaptado de SANDVIK COROMANT [109])

Os insertos disponibilizados pelos fornecedores 1.) e 2.) utilizados durante a 1ª série de ensaios possuíam aresta de nitreto de boro cúbico com porcentagem de nitreto de boro cúbico de 50%. Já para a 2ª série de ensaios utilizaram-se insertos do fornecedor Nr. 3.), sendo estes sem revestimento e com porcentagem de nitreto de boro cúbico de 45% e 50%, respectivamente. Tanto a classe com 45% quanto a com 50% de nitreto de boro cúbico são compostas de micro grãos de nitreto de boro cúbico de tamanho 2µm aplicado sobre uma base de carboneto de tungstênio.

Da mesma forma que as pastilhas, o porta ferramentas utilizado, também foi escolhido seguindo os critérios das normas DIN4987/1 [110] e DIN4987/2 [111] sendo a sua codificação DCLNR-16, conforme descrito abaixo. Este suporte possui

um ângulo lateral de corte, ângulo de corte final, ângulo traseiro negativo e lateral de 5° (figura 3.18).

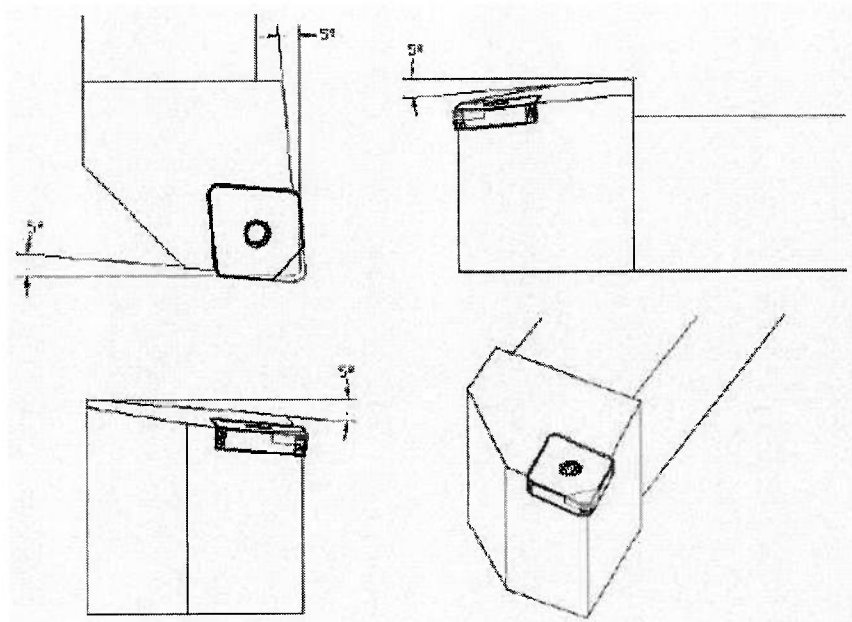


Figura 3.18 - porta ferramenta utilizado em todos os testes DCLNR-16

CAPÍTULO 4

PROJETO EXPERIMENTAL

4.1 Planejamento Experimental

Todos os testes foram realizados com peças de produção, ou seja, não houve a possibilidade de testes preliminares para determinar qual o campo ideal de aplicação. Os parâmetros de corte empregados foram tomados da prática e conforme manual dos diversos fornecedores de ferramentas denominados de fornecedores 1, 2 e 3.

Inicialmente uma série de 19 diferentes testes foi realizada com o intuito de se determinar a vida útil de insertos de nitreto de boro cúbico sem e com revestimento, sendo esta denominada de 1ª série. Na seqüência realizou-se uma 2ª série de ensaios com 32 diferentes testes, na qual também se procedeu com uma inspeção do desgaste de insertos de nitreto de boro cúbico sem revestimento com porcentagem de nitreto de boro cúbico de 45% e 50%, respectivamente .

Em ambos os testes a rugosidade resultante como função do desgaste do inserto foi avaliado. Visto que o monitoramento da rugosidade da peça não tinha como finalidade evidenciar se esta era ou não adequada para a função que deveria desempenhar, mas sim ter valores de rugosidade obtida vs. nível de desgaste do inserto, o parâmetro R_a (rugosidade média aritmética) foi adotado por sua simplicidade.

Já que todos os ensaios realizados por ocasião do desenvolvimento deste trabalho se deram em regime de produção e devido a quantidade restrita de ensaios que puderam ser realizados, serão apresentadas validações estatística para os resultados obtidos. Será usada como ferramenta auxiliar para a avaliação dos resultados dos diversos ensaios um software comercial (Excel), utilizando-se as interfaces estatísticas (ANOVA) do mesmo.

Como o foco principal deste trabalho não se remete a avaliações estatísticas, os cálculos não serão explicitados, sendo apresentados somente os resultados obtidos. Para facilidade de apresentação utilizou-se a tabela ANOVA apresentada abaixo, a saber:

Fonte	gl	SS	MS	F
Entre	$k-1$	SST	$MST=SST/(k-1)$	$F_o=MST/MSE$
Dentro	n_t-k	SSE	$MSE=SSE/(n_t-k)$	
Total	n_t-1	SS		

Tabela 4.1 – tabela ANOVA (adaptado de LAPIN, L. L. [116])

A avaliação estatística, através da técnica de análise de variância, deve, no entanto, satisfazer algumas premissas para que os resultados obtidos possam ser considerados válidos dentro de um certo grau de confiança, sendo estas:

- as populações têm a mesma variância;
- As amostras são retiradas de populações com distribuição normal; e
- As amostras são aleatórias e independentes.

Os eixos torneados na 1ª e 2ª série de ensaio estão representados pela figura 4.1 abaixo.

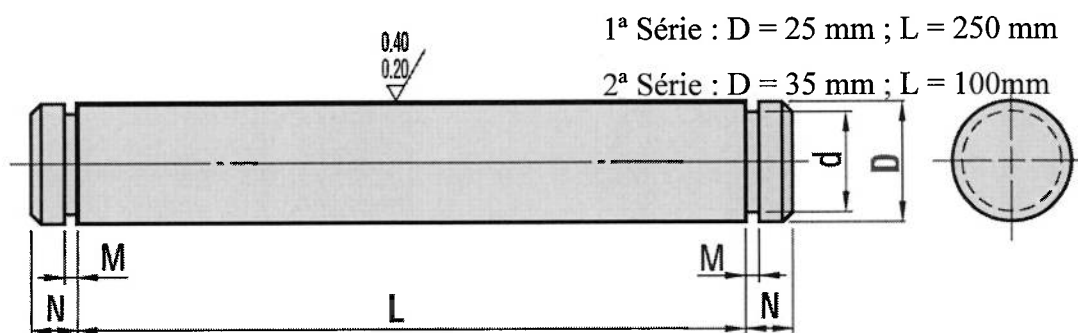


Figura 4.1 - peça de aço DIN 100Cr6 torneada na 1ª e 2ª série de ensaios

Com a finalidade de padronizar-se a captura de dados dos diversos ensaios o desgaste da aresta de corte (VB_{max}) durante a usinagem das peças foi monitorado em função do comprimento de corte, sendo o número de passes adotados entre cada parada de inspeção de dois. Adotou-se como parâmetro de vida útil um desgaste

$VB_{\max} \geq 0,2\text{mm}$ ou a quebra da ferramenta. A inspeção da ferramenta foi feita por meio do emprego de um microscópio óptico Zoller, através da observação da aresta desgastada e de sua medição.



Figura 4.2 – equipamento Zoller Saturn 2 (adaptado de E. ZOLLER GMBH [119])

4.2 Parâmetros e Condições Experimentais - 1ª Série (19 diferentes testes)

A velocidade de corte e o avanço empregados, foram escolhidos de forma a cobrir todo o campo de aplicação recomendado pelos fabricantes 1.) e 2.). Todos os testes foram realizados utilizando-se os valores máximos e mínimos recomendados para a velocidade de corte e o avanço, enquanto a profundidade de corte foi mantida constante. A profundidade de corte neste caso não foi definida como sendo uma variável de processo, visto que esta é definida em função da quantidade de material a ser removido. Desta forma, somente a velocidade de corte e o avanço foram variados durante os 19 ensaios da 1ª série, sendo $V_c = 91\text{m/min}$ a $V_c = 183\text{m/min}$ e $f = 0,08\text{mm/rev}$ a $f=0,15\text{mm/rev}$.

As tabelas abaixo resumem os dados e resultados obtidos durante a série de 19 ensaios:

condição	velocidade	rotação	avanzo	avanzo	vida útil	vida útil	profundidade	tempo usinagem
	m/min	min ⁻¹	mm/rev	mm/min	mm	pç	mm	min/pç
1	183	2331	0,15	354,34	1500	6	0,20	0,71
2	183	2331	0,08	177,17	1250	5	0,20	1,41
3	91	1159	0,15	176,20	5000	20	0,20	1,42
4	183	2331	0,15	354,34	1250	5	0,20	0,71
5	183	2331	0,08	177,17	1250	5	0,20	1,41
6	91	1159	0,15	176,20	11000	44	0,20	1,42
7	137	1745	0,11	198,96	3000	12	0,20	1,26
8	137	1745	0,11	198,96	3750	15	0,20	1,26
9	183	2331	0,15	354,34	2750	11	0,20	0,71
10	183	2331	0,08	177,17	1750	7	0,20	1,41
11	91	1159	0,15	176,20	8000	32	0,20	1,42
12	183	2331	0,15	354,34	2750	11	0,20	0,71
13	183	2331	0,08	177,17	1500	6	0,20	1,41
14	91	1159	0,15	176,20	8750	35	0,20	1,42
15	137	1745	0,11	198,96	2750	11	0,20	1,26
16	137	1745	0,11	198,96	2750	11	0,20	1,26
17	183	2331	0,15	354,34	2500	10	0,20	0,71
18	183	2331	0,08	177,17	1000	4	0,20	1,41
19	91	1159	0,15	176,20	6750	27	0,20	1,42

Tabela 4.2 - parte a.) dados e resultado para a 1ª Série de 19 ensaios

Os resultados dos cálculos apresentados pela tabela 4.2 parte a.) e parte b.) foram realizados utilizando-se as fórmulas relacionadas abaixo FERRARESI, D [8].

$$n = \frac{V_c \cdot 1000}{\pi \cdot D} \quad (7)$$

$$f_l = f \cdot n \quad (8)$$

$$t_u = \frac{L}{f_l} \quad (9)$$

$$T' = nr. peças \cdot t_u \quad (10)$$

$$T = K \cdot V_C^a \cdot f^b \quad (11)$$

condição	vida útil	vida útil Taylor	desvio	volume	vol./temp.	ferramenta
	min	min	%	cm ³	cm ³ /min	fornecedor ; tipo
1	4,23	4,04	4,49	23,90	5,65	2.) ; sem revestimento
2	7,06	6,80	3,62	19,92	2,82	2.) ; sem revestimento
3	28,38	28,40	0,07	79,68	2,81	2.) ; sem revestimento
4	3,53	3,72	5,08	19,92	5,65	2.) ; com revestimento TiAlN
5	7,06	7,54	6,39	19,92	2,82	2.) ; com revestimento TiAlN
6	62,43	66,10	5,55	175,29	2,81	2.) ; com revestimento TiAlN
7	15,08	16,43	8,21	47,81	3,17	2.) ; com revestimento TiAlN
8	18,85	16,43	12,84	59,76	3,17	2.) ; com revestimento TiAlN
9	7,76	7,59	2,23	43,82	5,65	1.) ; sem revestimento
10	9,88	10,15	2,71	27,89	2,82	1.) ; sem revestimento
11	45,40	45,38	0,05	127,48	2,81	1.) ; sem revestimento
12	7,76	7,33	5,59	43,82	5,65	1.) ; com revestimento TiN
13	8,47	7,53	11,03	23,90	2,82	1.) ; com revestimento TiN
14	49,66	44,43	10,52	139,44	2,81	1.) ; com revestimento TiN
15	13,82	15,64	11,64	43,82	3,17	1.) ; com revestimento TiN
16	13,82	15,64	11,64	43,82	3,17	1.) ; com revestimento TiN
17	7,06	7,00	0,85	39,84	5,65	1.) ; alisadora sem revestimento
18	5,64	6,09	7,32	15,94	2,82	1.) ; alisadora sem revestimento
19	38,31	38,74	1,12	107,56	2,81	1.) ; alisadora sem revestimento

Tabela 4.2 - parte b.) dados e resultado para a 1ª Série de 19 ensaios

No cálculo da vida útil através da Equação de Taylor são utilizadas as constantes k, a e b, de acordo com dados obtidos da literatura KÖNIG, W.; KLOCKE [118]. Estas constantes para o caso em questão podem ser adotadas como sendo:

condição	k	a	b
1-3	2.020.000,00	-2,79	-0,75
4-8	1.140.000.000,00	-4,12	-1,02
9-11	2.130.000,00	-2,56	-0,42
12-16	4.670.000,00	-2,58	-0,04
17-19	3.560.000,00	-2,45	0,20

Tabela 4.3 - constantes da equação de Taylor
(adaptado de KÖNIG, W.; KLOCKE [118] & SANDVIK COROMANT [109])

4.3 Parâmetros e Condições Experimentais - 2ª Série (32 diferentes testes)

As ferramentas escolhidas para este teste foram especialmente desenvolvidas para operações de torneamento duro. Foram utilizadas ferramentas de nitreto de boro cúbico com porcentagem de nitreto de boro cúbico de 45% e 50%, respectivamente, ambas com raio de ponta de 0,8mm e disponibilizadas pelo fornecedor 3.).

As condições de usinagem adotadas foram: profundidade de corte $a=0,18\text{mm}$, velocidade de corte $V_c=125\text{m/min}$ e avanço $f=0,15\text{mm/volta}$. A usinagem deu-se a seco, sem a utilização de qualquer meio refrigerante e lubrificante.

O mesmo número de testes foi realizado com o inserto de classe 45% e o de classe 50% de nitreto de boro cúbico.

Estes testes foram então replicados numa segunda etapa, alterando-se somente a velocidade de corte para $V_c=175\text{m/min}$. Os demais parâmetros de corte permaneceram inalterados ($a_p=0,18\text{mm}$, $f=0,15\text{mm/volta}$).

Da mesma forma como para a 1ª série de ensaios, utilizou-se nesta 2ª série parâmetros recomendados pelo fabricante 3.).

As tabelas apresentadas abaixo relacionam os dados e resultados obtidos com a 2ª série de ensaios:

ap	0,18	mm
Vc	125	m/min
f	0,15	mm/rev

50% NBC			
Lcorte (mm)	Vbmax (mm)	Ra (µm)	nr. passes
200	0,063	1,12	2
400	0,078	1,21	4
600	0,090	1,28	6
800	0,099	1,30	8
1000	0,110	1,25	10
1200	0,117	1,20	12
1400	0,120	1,21	14
1600	0,132	1,16	16
1800	0,149	1,08	18
2000	0,158	1,03	20
2200	0,183	0,99	22

45% NBC			
Lcorte (mm)	Vbmax (mm)	Ra (µm)	nr. passes
200	0,059	1,25	2
400	0,076	1,38	4
600	0,085	1,40	6
800	0,092	1,42	8
1000	0,095	1,39	10
1200	0,105	1,30	12
1400	0,108	1,27	14
1600	0,115	1,24	16
1800	0,128	1,17	18

Tabela 4.4 – dados e resultados para Vc=125m/min classe 45% e 50% de nitreto de boro cúbico

a_p	0,18	mm
V_c	175	m/min
f	0,15	mm/rev

50% NBC			
Lcorte (mm)	Vbmax (mm)	Ra (microns)	nr. passes
200	0,060	1,18	2
400	0,080	1,28	4
600	0,110	1,30	6
800	0,125	1,26	8
1000	0,132	1,20	10
1200	0,220	1,18	12

45% NBC			
Lcorte (mm)	Vbmax (mm)	Ra (microns)	nr. passes
200	0,050	1,22	2
400	0,075	1,35	4
600	0,082	1,38	6
800	0,110	1,35	8
1000	0,114	1,36	10
1200	0,175	1,28	12

Tabela 4.5 - dados e resultados para $V_c=175\text{m/min}$ classe 45% e 50% de nitreto de boro cúbico

CAPÍTULO 5

RESULTADOS EXPERIMENTAIS

5.1 Considerações Gerais

Devido a indisponibilidade dos mesmos meios de medição e controle por ocasião da realização das duas séries de ensaios, foram utilizados meios de controle diferenciados para a 1ª e para a 2ª série de ensaios.

No entanto, em ambos os casos a finalidade foi a de verificar o desgaste da ferramenta, bem como a qualidade da superfície gerada por esta ao longo da vida útil da ferramenta.

Para que se possa ter uma base comparativa entre os resultados adotou-se para ambos os ensaios um fim de vida útil da ferramenta quando VB atingia valores $\geq 0,2\text{mm}$, ou então, a quebra da ferramenta.

Utilizou-se diferentes métodos para a validação dos resultados obtidos através dos dois ensaios, com a finalidade de mostrar que diferentes métodos de avaliação podem ser utilizados para a avaliação e validação de ensaios similares.

O método utilizado na avaliação dos resultados do 1º ensaio (19 diferentes testes) remete-se a equação de Taylor, ou seja, foi efetuado um cálculo empírico para a vida útil das ferramentas ensaiadas, de acordo com os parâmetros de corte empregados e comparou-se esta a vida útil real alcançada.

Já para a 2ª série (32 ensaios), utilizou-se somente um método estatístico, considerando neste caso, as premissas necessárias para que a avaliação estatística possa ser válida.

5.2 Análise dos Resultados Obtidos da 1ª Série

A figura 5.1 a seguir mostra imagens obtidas de um microscópio óptico, para diferentes estágios de desgaste da ferramenta. As figuras abaixo representam na parte superior o inserto ainda pouco desgastado, logo após o início da usinagem. Na figura do meio está sendo mostrado um estágio intermediário de desgaste, e, na figura

abaixo, a ferramenta em estágio avançado de desgaste, pouco antes do final de sua vida útil. As ferramentas representadas nas figuras abaixo foram todas sujeitas as mesmas condições de corte, ou seja, velocidade de corte de 91 m/min e avanço de 0,152 mm/volta (que foram as condições que apresentaram as melhores vidas úteis). Em função da dificuldade de se obter boas imagens dentro de um mesmo intervalo de tempo, as imagens representadas abaixo são referentes a diferentes intervalos de usinagem.

A primeira figura abaixo nos mostra o progresso do desgaste de crateramento que ocorreu sobre um inserto com baixo teor de nitreto de boro cúbico. Este tipo de desgaste é típico e mais acentuado em ferramentas sem revestimento. Na parte superior da figura fica nítido que o crateramento começa a se formar na região onde há contato entre peça e ferramenta. Esta região é definida pela profundidade de corte e avanço, sendo que esta se deu na região do chanfro-T. A seqüência de figuras abaixo mostra o desenvolvimento no crescimento do crateramento. Apesar de ser difícil de identificar através das figuras abaixo, a aresta de corte que era altamente negativa e robusta devido ao chanfro, torna-se frágil e com ângulo positivo em função do crateramento (como referência vide figura 5.2).

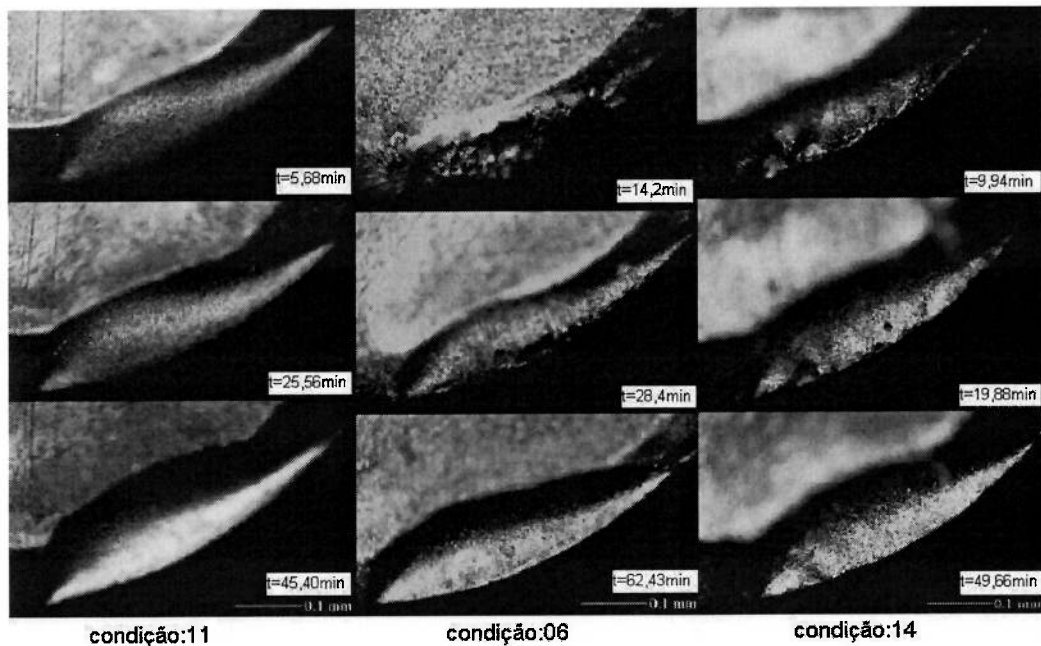


Figura 5.1 – desenvolvimento do crateramento; imagens obtidas com equipamento Zoller com aumento de 40x

Como pode ser visto nas figuras acima, o crateramento apresentado pelo inserto com e sem revestimento é muito semelhante a partir do momento em que a revestimento é desgastada pelo atrito. Nota-se uma diferença no mecanismo inicial de desgaste da ferramenta com revestimento, pois ao invés de ocorrer crateramento desde o início do processo de usinagem, primeiramente ocorre o lascamento da revestimento. Como vantagem do inserto com revestimento, pode ser dito que a camada de revestimento age como elemento retardador do crateramento, pois este só se inicia após o completo desgaste da revestimento. Desta forma, a vida útil dos insertos com revestimento é melhorada.

As imagens obtidas através do microscópio óptico não nos permitem uma observação detalhada da alteração na geometria da aresta de corte. Desta forma, o perfil da aresta de corte foi traçado utilizando-se o perfilômetro Hommelwerke.

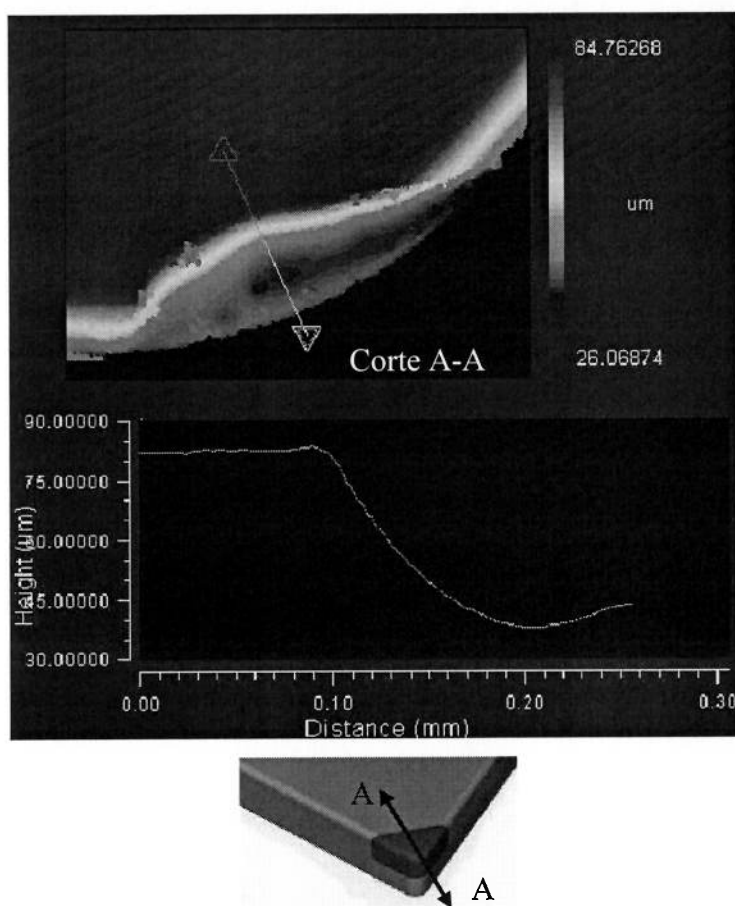


Figura 5.2 – perfil da aresta de corte (condição-6); traçado com o perfilômetro Hommelwerke T8000

O perfil apresentado pela figura 5.2 acima deixa claro que a aresta de corte, a qual inicialmente era altamente negativa devido ao chanfro, torna-se positiva devido ao desgaste por crateramento que leva a alteração da aresta de corte. Uma típica quebra de ferramenta pode ser vista na figura 5.3. Todas as ferramentas acabam apresentando características semelhantes quando da quebra, visto que esta normalmente ocorre na área da aresta de corte fragilizada pelo desgaste.



Figura 5.3 – inserto com aresta de corte fraturada; imagens obtidas do equipamento Zoller com aumento de 40x

Visto que normalmente as ferramentas quebram devido a uma fratura na aresta de corte, não foi definido um tamanho de cratera como parâmetro de avaliação de fim da vida útil. As tabelas 4.2 a.) e 4.2 b.), apresentadas anteriormente, contêm os resultados experimentais para cada uma das condições testadas. Os resultados mostram que a velocidade de corte influencia a vida útil mais significativamente do que o avanço. Desta forma, menor velocidade de corte resulta num significativo aumento do tempo total de corte e do volume de material removido, melhorando a vida útil da ferramenta. A diminuição do avanço também leva ao aumento da vida útil, porém não de forma tão significativa (vide figuras 5.4, 5.5, 5.6, 29).

No entanto, analisando-se a vida útil da ferramenta em função do volume de material removido, nota-se que a diminuição do avanço desfavorece a vida útil. Para que se possa efetuar corretamente a escolha da melhor condição a ser aplicada é necessário que os parâmetros envolvidos com a vida útil da ferramenta sejam entendidos, ou seja: volume removido, taxa de remoção, custo da ferramenta e custo operacional. No caso das ferramentas de nitreto de boro cúbico uma análise econômica do processo torna-se indispensável para a otimização do torneamento duro, visto que este tipo de ferramenta é extremamente cara. Esta otimização pode ser feita através do emprego da equação de Taylor. Conforme mostrado anteriormente, a equação de Taylor (equação - 11) apresentou uma boa correlação com os dados práticos, ficando claro que, para o estudo em questão, esta pode ser utilizada para determinação de parâmetros iniciais (vide figuras 5.8, 5.9, 5.10, 5.11)

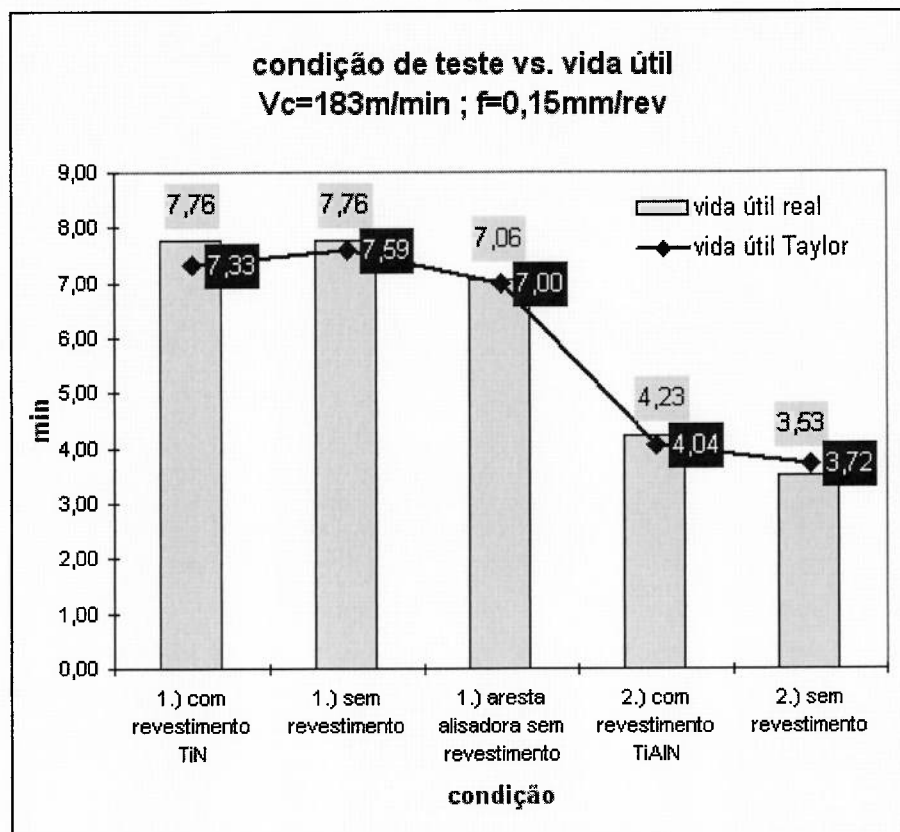


Figura 5.4 – $V_c=183\text{m/min}$; $f=0,15\text{mm/rev}$ (1ª Série)

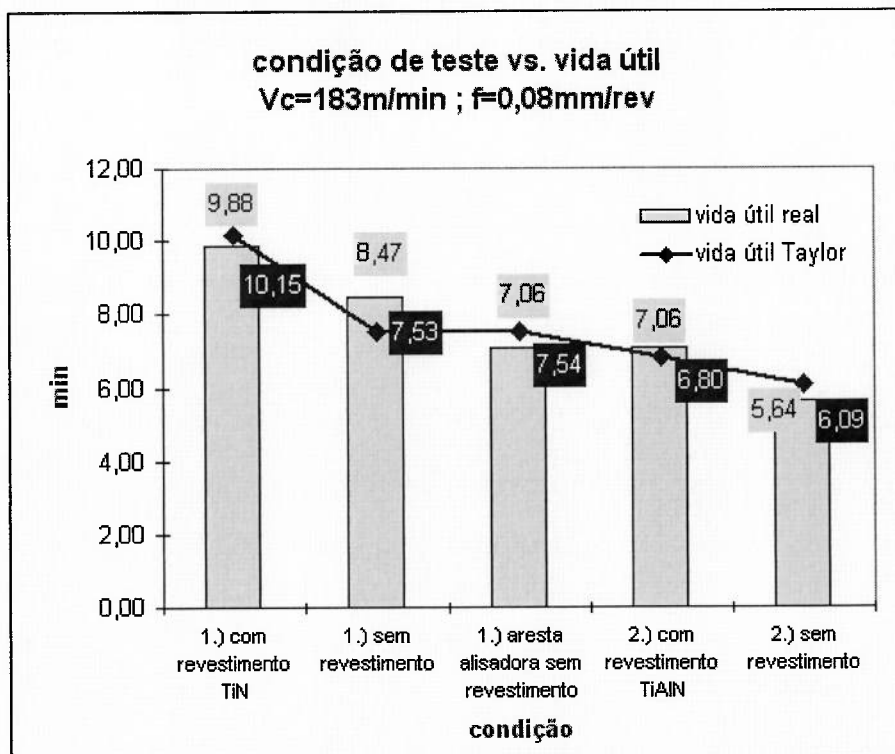


Figura 5.5 - $V_c=183\text{m/min}$; $f=0,08\text{mm/rev}$ (1ª Série)

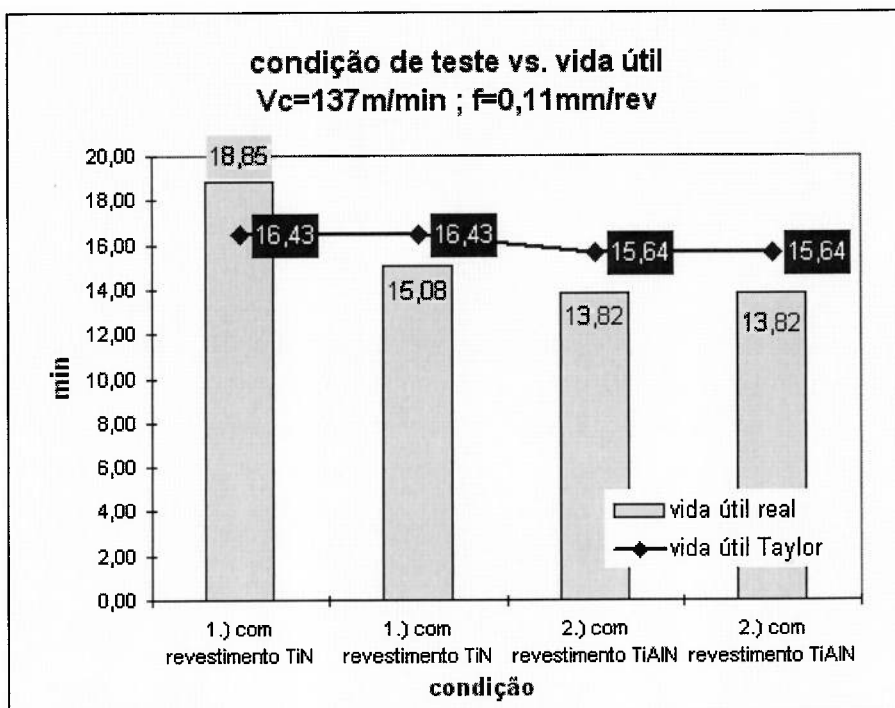


Figura 5.6 - $V_c=137\text{m/min}$; $f=0,11\text{mm/rev}$ (1ª Série)

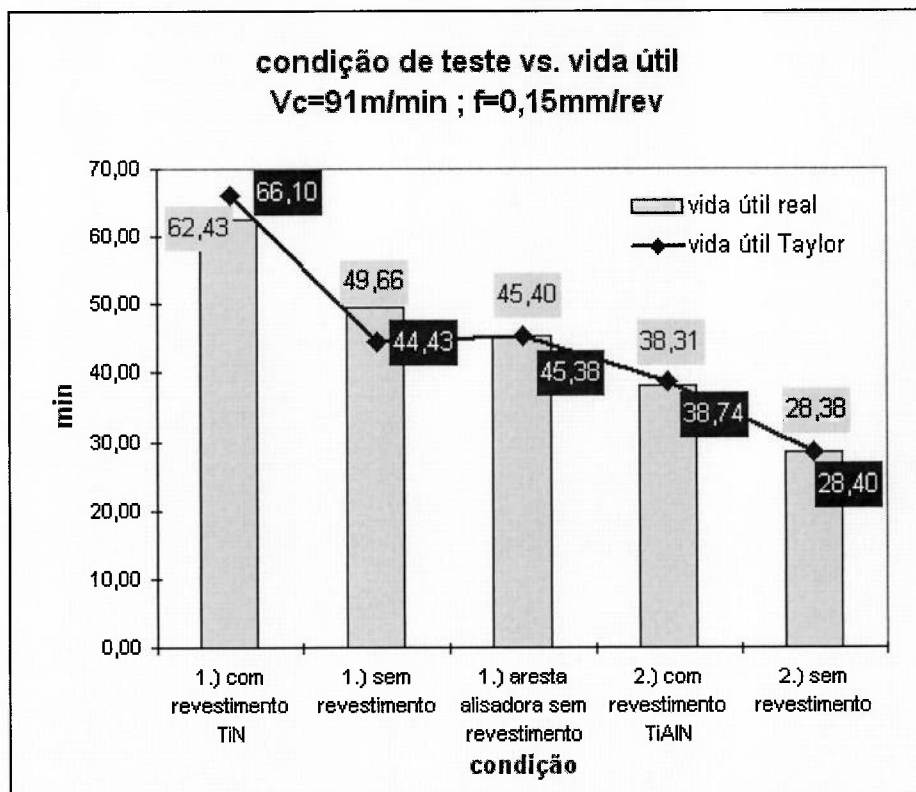


Figura 5.7 - $V_c=91\text{m/min}$; $f=0,15\text{mm/rev}$ (1ª Série)

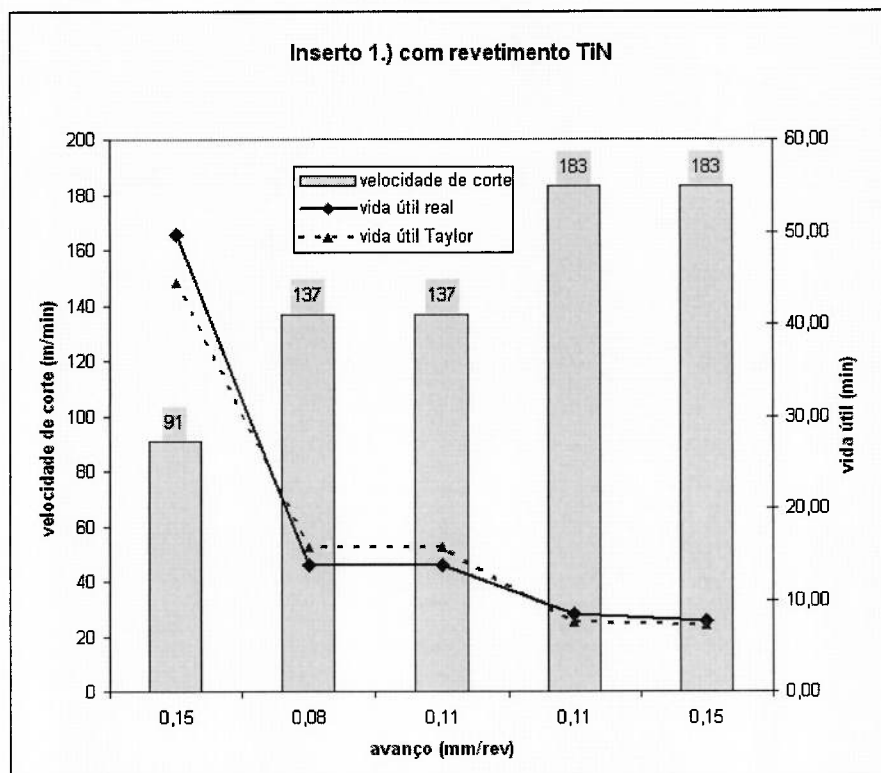


Figura 5.8 – insertos marca 1 com revestimento TiN (1ª Série)

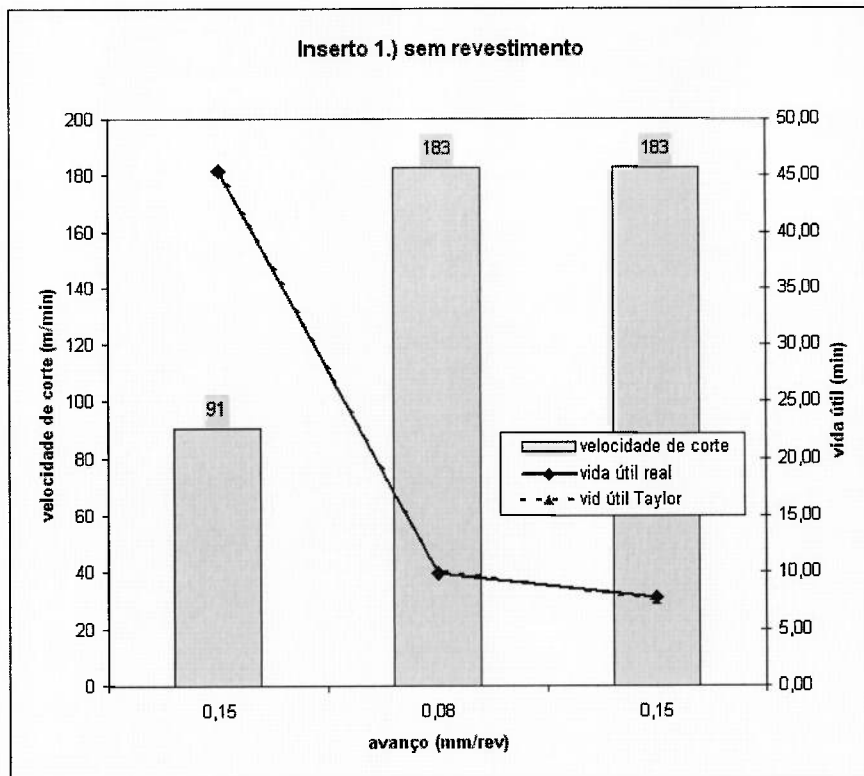


Figura 5.9 – insertos marca 1 sem revestimento (1ª Série)

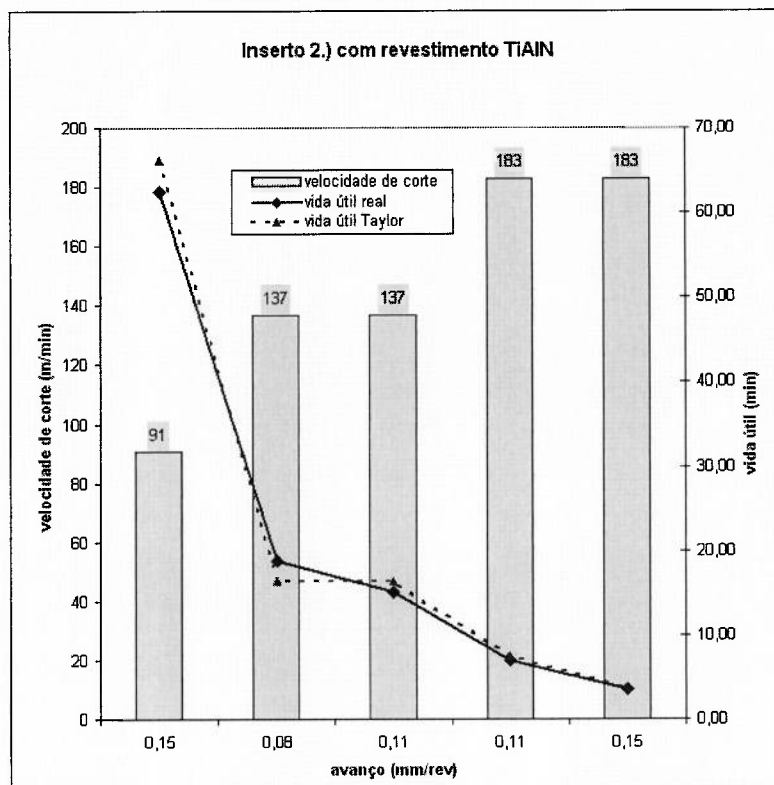


Figura 5.10 – insertos marca 2 com revestimento TiAlN (1ª Série)

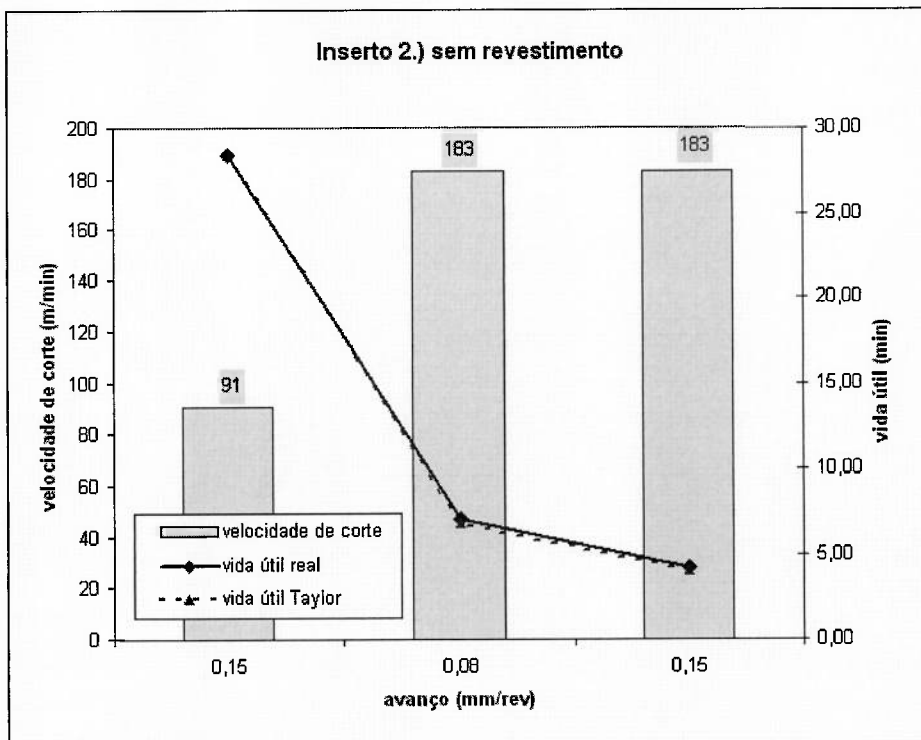


Figura 5.11 – insertos marca 2 sem revestimento (1ª Série)

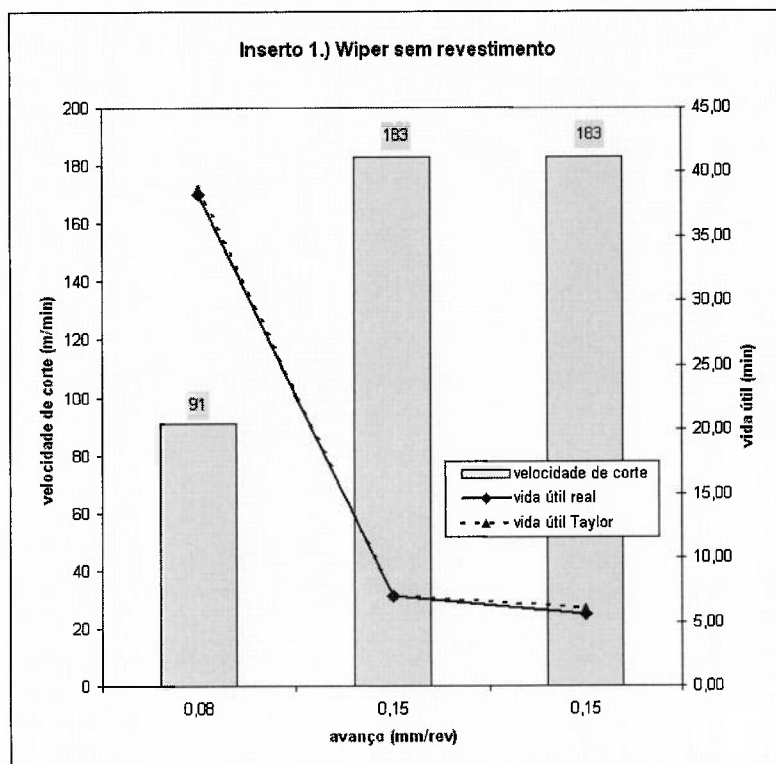


Figura 5.12 – insertos marca 2 sem revestimento com aresta alisadora (1ª Série)

5.2.1 Validação dos Resultados do 1º Ensaio

A tabela abaixo apresenta um comparativo entre a vida útil de Taylor vs. a vida útil real. Como se pode verificar houve uma variação máxima de 12,84%.

condição	vida útil	vida útil Taylor	desvio	ferramenta fornecedor ; tipo
	min	min	%	
1	4,23	4,04	4,49	2.) ; sem revestimento
2	7,06	6,80	3,62	2.) ; sem revestimento
3	28,38	28,40	0,07	2.) ; sem revestimento
4	3,53	3,72	5,08	2.) ; com revestimento TiAlN
5	7,06	7,54	6,39	2.) ; com revestimento TiAlN
6	62,43	66,10	5,55	2.) ; com revestimento TiAlN
7	15,08	16,43	8,21	2.) ; com revestimento TiAlN
8	18,85	16,43	12,84	2.) ; com revestimento TiAlN
9	7,76	7,59	2,23	1.) ; sem revestimento
10	9,88	10,15	2,71	1.) ; sem revestimento
11	45,40	45,38	0,05	1.) ; sem revestimento
12	7,76	7,33	5,59	1.) ; com revestimento TiN
13	8,47	7,53	11,03	1.) ; com revestimento TiN
14	49,66	44,43	10,52	1.) ; com revestimento TiN
15	13,82	15,64	11,64	1.) ; com revestimento TiN
16	13,82	15,64	11,64	1.) ; com revestimento TiN
17	7,06	7,00	0,85	1.) ; alisadora sem revestimento
18	5,64	6,09	7,32	1.) ; alisadora sem revestimento
19	38,31	38,74	1,12	1.) ; alisadora sem revestimento

Tabela 5.1 – vida útil real vs. vida útil de Taylor

As constantes empíricas “a” e “b” são resultados de ensaios prévios realizados pelos diversos fornecedores de insertos de NBC. Desta forma, as constantes empíricas “a” e “b” da equação 11 utilizadas para o cálculo da vida útil de Taylor, apresentadas pela tabela 5.1 acima, não foram obtidas através de ensaios feitos

durante a realização da presente dissertação. O desvio de aproximadamente 12 % pode ser considerado válido, desde que se atente para o fato de que as constantes empíricas “a” e “b” foram adaptadas para condições de torneamento similares às aquelas ensaiadas para esta dissertação.

5.3 Análise dos Resultados Obtidos da 2ª Série

A figura 5.13 abaixo apresenta um gráfico de VB_{max} versus comprimento de corte para a primeira etapa do teste na qual utilizou-se $V_c = 125\text{m/min}$.

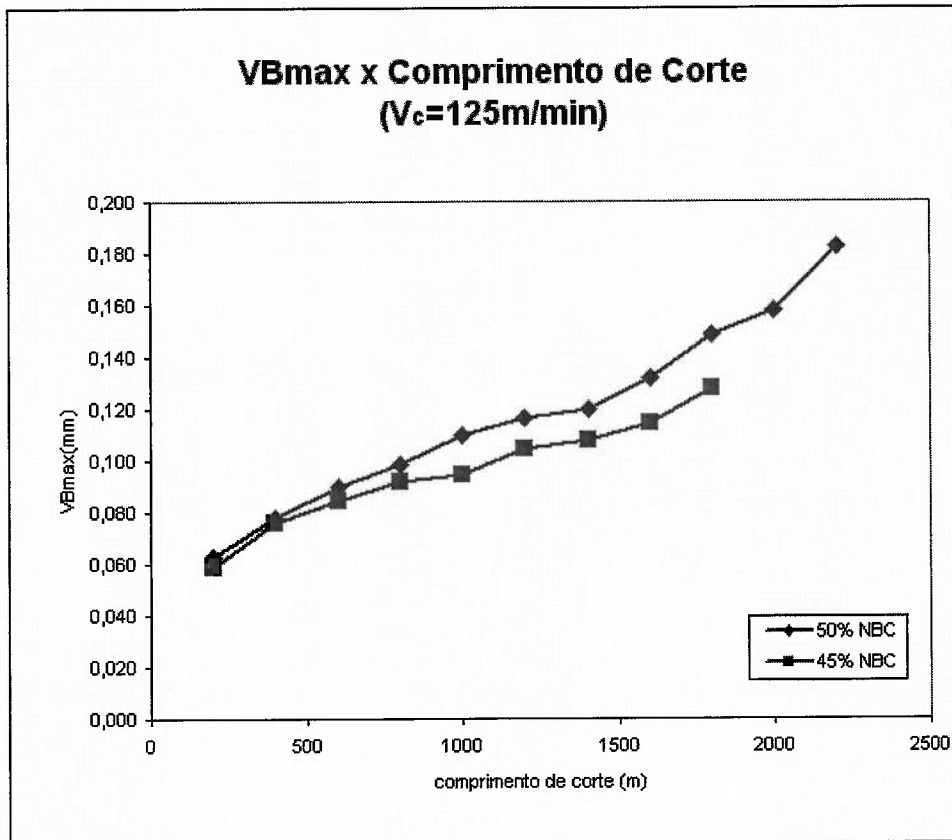


Figura 5.13 – VB_{max} vs. L_{corte} ($V_c=125\text{m/min}$)

Já figura 5.14 apresenta o mesmo gráfico de VB_{max} versus comprimento de corte para a replicação, ou seja, a segunda etapa do teste, na qual utilizou-se $V_c = 175\text{m/min}$.

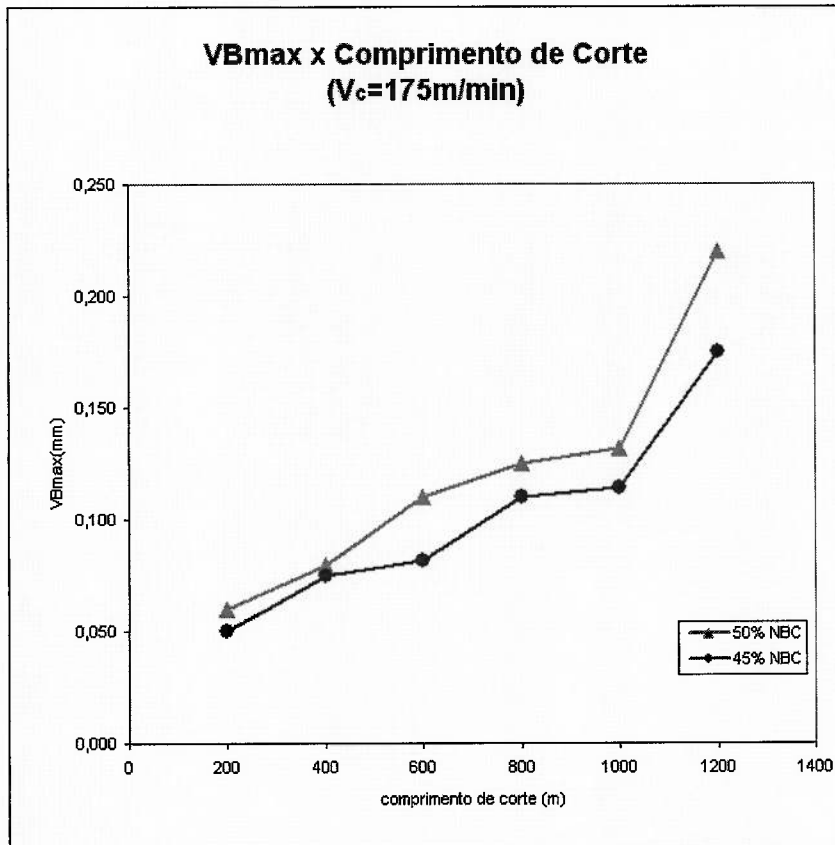


Figura 5.14 – VB_{max} vs. L_{corte} ($V_c=175\text{m/min}$)

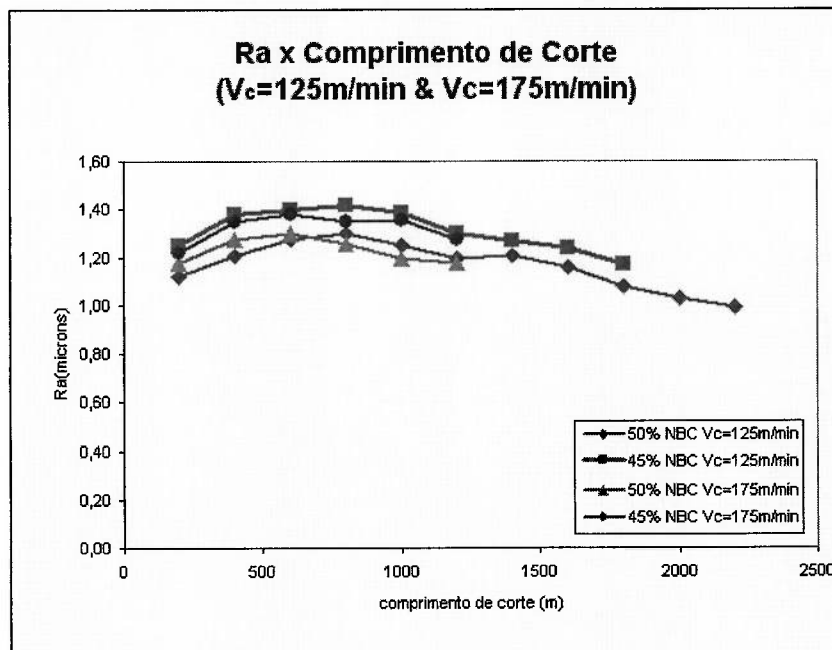


Figura 5.15 – rugosidade da peça vs. comprimento de corte

A figura 5.15 mostra um gráfico da evolução da rugosidade resultante sobre a peça usinada com relação ao comprimento de corte.

Nota-se através dos gráficos mostrados acima que o inserto de classe 50% de nitreto de boro cúbico apresentou maior desgaste no flanco em todas as condições, porém a superfície gerada pela classe 50% de nitreto de boro cúbico apresentou uma rugosidade R_a menor do que aquela gerada pela classe com 45% de nitreto de boro cúbico.

Os dados apresentados nas figuras acima são procedentes dos resultados dos ensaios realizados por ocasião da 2ª série.

5.3.1 Validação dos Resultados do 2º Ensaio

Visto que a quantidade de ensaio realizados foi restrito, pois foram realizados em regime de produção, conforme já havia sido mencionado, efetuou-se uma análise estatística por meio de análise de variância (ANOVA) com o intuito de validar os dados apresentados.

Para que os dados avaliados possam ser considerados válidos em um estudo de análise de variância, algumas premissas devem ser satisfeitas:

- as populações têm a mesma variância;
- as amostras são retiradas de populações com distribuição normal; e
- as amostras são aleatórias e independentes.

Os resultados apresentados abaixo são oriundos dos dados obtidos da 2ª série de ensaios que foram apresentados no item 4.3. A estes aplicou-se uma análise de variância, de acordo com o que foi explicado em 4.1, com o intuito de validar os resultados obtidos.

A tabela 5.2, apresentada a seguir, resume todos os resultados obtidos, bem como os cálculos realizados.

	condição	velocidade de corte	avanzo	profundidade	Lcorte	nr. passes	Ra	VBmax
		m/min	mm/ver	mm	mm	qt.	µm	mm
TESTE-A	50% CBN	125	0,15	0,18	200	2	1,12	0,063
	50% CBN	125	0,15	0,18	400	4	1,21	0,078
	50% CBN	125	0,15	0,18	600	6	1,28	0,090
	50% CBN	125	0,15	0,18	800	8	1,30	0,099
	50% CBN	125	0,15	0,18	1000	10	1,25	0,110
	50% CBN	125	0,15	0,18	1200	12	1,20	0,117
	50% CBN	125	0,15	0,18	1400	14	1,21	0,120
	50% CBN	125	0,15	0,18	1600	16	1,16	0,132
	50% CBN	125	0,15	0,18	1800	18	1,08	0,149
	50% CBN	125	0,15	0,18	2000	20	1,03	0,158
TESTE-B	50% CBN	125	0,15	0,18	2200	22	0,99	0,183
	45% CBN	125	0,15	0,18	200	2	1,25	0,059
	45% CBN	125	0,15	0,18	400	4	1,38	0,076
	45% CBN	125	0,15	0,18	600	6	1,40	0,085
	45% CBN	125	0,15	0,18	800	8	1,42	0,092
	45% CBN	125	0,15	0,18	1000	10	1,39	0,095
	45% CBN	125	0,15	0,18	1200	12	1,30	0,105
	45% CBN	125	0,15	0,18	1400	14	1,27	0,108
	45% CBN	125	0,15	0,18	1600	16	1,24	0,115
TESTE-C	45% CBN	125	0,15	0,18	1800	18	1,17	0,128
	50% CBN	175	0,15	0,18	200	2	1,18	0,060
	50% CBN	175	0,15	0,18	400	4	1,28	0,080
	50% CBN	175	0,15	0,18	600	6	1,30	0,110
	50% CBN	175	0,15	0,18	800	8	1,26	0,125
	50% CBN	175	0,15	0,18	1000	10	1,20	0,132
TESTE-D	50% CBN	175	0,15	0,18	1200	12	1,18	0,220
	45% CBN	175	0,15	0,18	200	2	1,22	0,050
	45% CBN	175	0,15	0,18	400	4	1,35	0,075
	45% CBN	175	0,15	0,18	600	6	1,38	0,082
	45% CBN	175	0,15	0,18	800	8	1,35	0,110
	45% CBN	175	0,15	0,18	1000	10	1,36	0,114
	45% CBN	175	0,15	0,18	1200	12	1,28	0,175

Tabela 5.2 – resultados 2ª série – 32 ensaios

Considerando-se a hipótese nula $H_0 = \mu_{\text{teste-A}} = \mu_{\text{teste-B}} = \mu_{\text{teste-C}} = \mu_{\text{teste-D}}$ e avaliando separadamente as características R_a (rugosidade média sobre a peça

usinada) e VB_{max} (marca de desgaste máxima sobre a ferramenta de corte) os resultados podem ser considerados válido com um nível de significância $\alpha=0,001$. (veja tabelas 5.3 e 5.4 abaixo)

TABELA ANOVA - R_a

Fonte	gl	SS	MS	F _o
Entre	3	0,1470	0,0490	7,0017
Dentro	28	0,1959	0,0070	
Total	31	0,3429		

a	0,0010
F crítico	7,193
p-value	0,001
Decisão	Aceitar H _o

Tabela 5.3 – ANOVA considerando-se os resultados de rugosidade R_a

TABELA ANOVA - VB_{max}

Fonte	gl	SS	MS	F _o
Entre	3	0,0025	0,0008	0,4959
Dentro	28	0,0474	0,0017	
Total	31	0,0449		

a	0,00100
F crítico	7,19306
p-value	0,68807
Decisão	Aceitar H _o

Tabela 5.4 – ANOVA considerando-se os resultados de desgaste da ferramenta

VB_{max}

Utilizando-se um nível de significância mais elevado a análise através do método ANOVA iria indicar uma rejeição da hipótese nula H_0 devido à pequena quantidade de ensaios realizados.

De acordo com o apresentado acima os resultados obtidos para os diversos testes devem ser considerados válidos, dentro do nível de significância estabelecido.

5.4 Discussões Finais

Os ensaios realizados com insertos de nitreto de boro cúbico com revestimentos de TiN, TiAlN e geometria “wiper”, sob condições que abrangeram todo o campo de aplicação recomendado pelos fabricantes, apresentaram as particularidades mostradas nos resultados anteriores. Os insertos foram monitorados ao longo de sua vida útil, podendo-se observar lascamento e crateramento sobre estes. Tanto os insertos com revestimento TiN como os com TiAlN apresentaram significativo lascamento da camada de revestimento. Tendo sido removida a revestimento devido ao lascamento, o crateramento que se procede sobre a superfície dos insertos é similar àquela encontrada sobre os insertos sem revestimento. Os insertos com geometria wiper apresentaram um comportamento muito similar ao dos insertos sem revestimento do mesmo fornecedor, a não ser a vida útil. Esta foi menor nos insertos de geometria wiper quando comparados aos demais.

A escolha de parâmetros de corte otimizados devem ser feitos balanceando-se a vida útil da ferramenta vs. produtividade. Em geral, condições de corte que favorecem a produtividade tendem a diminuir a vida útil da ferramenta. Com o intuito de se compreender melhor os efeitos da condição de corte sobre a vida útil da ferramenta obtida através da 1ª série de 19 ensaios, bem como com a finalidade de validar os resultados obtidos, a equação empírica de Taylor foi empregada. As constantes empíricas “a” e “b” desta equação foram obtidas da literatura. Como a vida útil estimada através da equação de Taylor obteve um desvio máximo de 12,84% com relação a vida útil experimental, pode-se dizer que apresentou uma boa correlação, sendo, desta forma, válidos os resultados.

Uma metodologia de avaliação diferente foi empregada na avaliação dos resultados obtidos através da 2ª série de 32 ensaios, com o intuito de possibilitar a validação dos dados obtidos, por meio de um método diferenciado. Ficou comprovado, através da avaliação estatística feita com os resultados do 2º ensaio, que

a hipótese nula H_0 pode ser aceita com um determinado grau de confiança, o que permite também considerar os resultados válidos.

Os resultados experimentais apresentados neste trabalho fazem parte de um estudo dos efeitos dos parâmetros de corte sobre o desgaste em ferramentas de nitreto de boro cúbico. Conforme já mencionado, na escolha de parâmetros otimizados de corte um balanceamento entre vida útil da ferramenta vs. produtividade deve ser feito, levando-se também em conta os efeitos da taxa de remoção de material com a qualidade da superfície que se pretende obter.

CAPÍTULO 6

CONCLUSÕES

Com relação aos objetivos propostos nesta dissertação, as seguintes conclusões podem ser feitas: ao se usinar com ferramentas de nitreto de boro cúbico, com e sem revestimento, em condições que caracterizam torneamento duro, as limitações dos insertos puderam ser testadas com um critério de desgaste da ferramenta = $VB_{max} \leq 0,2\text{mm}$.

Obteve-se desempenho dos insertos de nitreto de boro cúbico testados adequados às condições verificadas na revisão da literatura do Capítulo 2.

- Crescente avanço por revolução leva a uma diminuição da vida útil dos insertos. Este fato pode ser verificado pelos dados apresentados pelas figuras 5.4 e 5.5, isto é:

Com uma condição de $V_c=183\text{m/min}$ e $f=0,08\text{mm/rev}$ a vida útil dos diversos tipos de inserto variou de 9,88min a 5,64min, de acordo com o tipo de inserto e revestimento.

Já sob a condição de $V_c=183\text{m/min}$ e $f=0,15\text{mm/rev}$ a vida útil dos diversos tipos de insertos variou de 7,76min a 3,53min, de acordo com o tipo de inserto e revestimento.

Fica claro, desta maneira, que o crescente avanço tem influência negativa sobre a vida útil da ferramenta.

- Já através dos resultados compilados nas figuras 5.6 e 5.7 pode-se concluir que a diminuição da velocidade de corte tem maior influência sobre a vida útil dos insertos do que o avanço, ou seja:

Sob a condição de $V_c=137\text{m/min}$ e $f=0,11\text{mm/rev}$ a vida útil dos insertos variou de 18,85min a 13,82min, de acordo com tipo de inserto utilizado.

Já ao se diminuir a velocidade de corte para $V_c=91\text{m/min}$ e aumentar o avanço para $f=0,15\text{mm/ver}$ a vida útil dos insertos variou de 62,43min a

28,38min. Pode-se, desta maneira, afirmar que a velocidade de corte (V_c) tem maior influência sobre a vida útil dos insertos do que o avanço (f).

- Ademais, verificou-se também que os revestimentos de TiN e TiAlN favorecem a vida útil da ferramenta devido ao retardamento do processo de crateramento (vide figura 5.1). Dos resultados apresentados pelas figuras 5.8 a 5.10, pode-se dizer que a vida útil dos insertos do fornecedor-1 com revestimento de TiN variou entre 7,76min a 49,66min, enquanto o mesmo inserto do fornecedor-1, sem cobertura, contudo, apresentou uma vida útil variando entre 7,76min e 45,40min. Como a vida útil resultante da usinagem de insertos do fornecedor-1, com e sem cobertura, se deu dentro do mesmo campo de aplicação de velocidade de corte (V_c) e avanço (f), conclui-se que o revestimento de TiN favorece a vida útil dos insertos.

Condição similar pode ser verificada quando do emprego de insertos do fornecedor-2 com revestimento de TiAlN e sem revestimento, ou seja, os insertos com revestimento TiAlN também obtiveram um desempenho superior, no que tange a vida útil, se comparados com insertos sem cobertura.

Não se pode, no entanto, obter dados conclusivos sobre a diferença de vida útil entre os insertos revestidos com TiN e TiAlN pois estes foram disponibilizados por dois fornecedores distintos.

- Analisando-se os resultados obtidos do torneamento com insertos com 45% e 50% nitreto de boro cúbico, conclui-se que ao longo de toda a gama de parâmetros ensaiados os insertos com 50% de nitreto de boro cúbico sempre apresentaram um desgaste de flanco mais elevado, isto é:
Sob a condição $V_c=125\text{m/min}$; $a_p=0,18\text{mm}$; $f=0,15\text{mm/rev}$ o desgaste de flanco VB_{max} para o inserto com 50% de NBC variou entre 0,063mm a 0,110mm, para um comprimento de corte variando entre 200 à 1000mm, enquanto sob condição parecida, usinando com inserto com 45% de NBC o VB_{max} variou entre 0,059mm à 0,095mm, dentro da mesma variação de comprimento de corte.

Analogamente ao que pode ser verificado durante a 1ª série de ensaios, no que diz respeito à influência da velocidade de corte sobre a vida útil da ferramenta, também se observou durante a 2ª série que a maior velocidade de corte (V_c) levou a um maior desgaste de flanco (VB_{max}).

CAPÍTULO 7

TRABALHOS FUTUROS

Estudos futuros serão realizados com a finalidade de correlacionar e entender os efeitos mencionados nos Capítulos anteriores. Propõe-se como continuidade desta dissertação o estudo dos seguintes tópicos:

- estudar outros processos de usinagem de materiais endurecidos, tais como fresamento, furação e rosqueamento;
- realizar testes em condições de torneamento duro com mínima quantidade de lubrificação;
- uma vez possível a utilização de máquinas e ferramentas que permitam usinagem com parâmetros de corte mais elevados do que aqueles disponíveis para os ensaios realizados para esta dissertação, seria interessante uma continuidade do trabalho, visando verificar o comportamento do torneamento duro dentro de uma outra gama de parâmetros;
- efetuar um estudo de viabilidade econômica, envolvendo custo de material, custo da ferramenta, qualidade do acabamento superficial etc. determinando-se, desta maneira, uma “função custo” que considere os parâmetros mais significativos do processo; e
- elaborar simulações e modelos através de programa de elementos finitos, comercialmente disponíveis, e confrontar os resultados destas simulações com os dados práticos.

CAPÍTULO 8

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

[1] - KÖNIG, W. et al. Machining of Hard Materials. Anais. CIRP, Vol. (33) No. (2) pp. (417-427); 1984.

[2] - KÖNIG, W.; KLOCKE, F. Fertigungsverfahren Drehen, 6.ed. Heidelberg: Springer, 1997

[3] – INDUSTRIAL DIAMOND REVIEW (IDR). Kombinierte Bearbeitung von Futterteilen durch Hartdrehen und Schleifen. Disponível em: http://www.idr-online.com/german/pages/archive/2004_1/11_art/Art11_01_04.htm. Acesso em: 2004

[4] – GALOPPI, G. Determinação e otimização de parâmetros de corte. Trabalho de Graduação – EEM 2000.

[5] – GALOPPI, G. Torneamento de Aço 100Cr6 Temperado com insertos de nitreto de boro cúbico com e sem revestimento. Anais. COBEF 2005

[6] – DINIZ, A.E.; PEDROSA, E.A.; MATSUMOTO H. Substituição do Processo de Retificação pelo Torneamento de Aços Endurecidos em Peças Forjadas. Anais. COBEM 2001, Manufacturing Process, Vol.14, p.459

[7] – KÖNIG, W. et al. Machining of Hard Materials. Anais. CIRP, Vol. (33) No. (2) pp. (417-427); 1984.

- [8] – KÖNIG, W.; KLINGER, M.; LINK, R. Machining Hard Materials with geometrically defined cutting edges field of applications and limitations. Anais. CIRP, Vol. (39/1), pp.(470-477); 1990
- [9] – MATSUMOTO, H. Uma Contribuição ao Estudo do Processo de Torneamento de Aços Endurecidos. 1998. 148p. Dissertação (Mestrado) – Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Campinas. São Paulo
- [10] – STEMMER, C.E. Ferramentas de Corte I, 4.ed. Florianópolis: Ed. Da UFSC, 1995
- [11] – STEMMER, C.E. Ferramentas de Corte II : brocas, alargadores, ferramentas de roscar, fresas, brochas, rebolos e abrasivos 2.ed. Florianópolis: Ed. Da UFSC, 1995
- [12] – KLOCKE, F. et al. Torneamento de Precisão: Uma Opção para o Acabamento de Peças de Aço Temperado. Máquinas e Metais, pp (56-57)
- [13] – DANGELMAIER, W. Fertigungsplanung: Planung von Aufbau und Ablauf der Fertigung, Heidelberg: Springer, 1999
- [14] – ÖZEL, T. Modeling of Hard Part Machining: Effect of Insert Edge Preparation in CBN Cutting Tools. Journal of Materials Processing Technology, jun. 2002.
- [15] – KÖNIG, W.; KLOCKE, F. Fertigungsverfahren Drehen, 6.ed. Heidelberg: Springer, 1997
- [16] – BATALHA, G.F. Produção e Propriedades Mecânicas de Carbonetos Sinterizados (Metais Duros WC-Co). 1987. 207p. Dissertação (Mestre) – Universidade Federal de Santa Catarina

[17] – KO, T.J. et al. Air-Oil method of turning of hardened material. The international journal of advanced manufacturing technology, v.15 pp. (470-477), 1999

[18] – MATSUMOTO, H.; DINIZ, A.E. Torneamento de aço endurecido monitorado por emissão acústica e corrente do motor. Máquinas e Metais, pp. (72-79), 1998

[19] – ÖZEL, T. Hard Turning Technology. New Jersey: Manufacturing Automation and Research Laboratory, jun.2002 (report Nr. MARL-01)

[20] – SHAW, M.C.; VYAS, A. The mechanism of Chip Formation with Hard Turning Steel. Anais. CIRP Vol.47/1/1998

[21] – TÖNSHOFF, H.K.; ARENDT, C.; BEN AMOR, A. Cutting of Hardened Steel. Anais. CIRP Vol. 49/2/2000 p.547-p.566

[22] – ABRÃO, A.M. et al. O desgaste da ferramenta, as forças e a temperatura de corte na usinagem de aço-rolamento temperado. Máquinas e Metais, pp. (84-97), maio-1996

[23] – SHAW, M.C.; VYAS, A. Chip formation in the machining steel. Anais. CIRP pp.(29-33) Vol.42/1993

[24] – THIELE, J.D. et al. Effect of cutting-edge geometry and workpiece hardness on surface residual stresses in finish hard turning of AISI 52100 steel. Anais. ASME International Journal of Advanced Manufacturing Technology pp. (642-649) Vol.122/2000

[25] – CHOU, Y.K.; EVANS, C.J. White layers and thermal modeling of hard turned surfaces. International Journal of Machining Tools and Manufacture pp. (1863-1881) Vol.39/1999

[26] – TÖNSHOFF, H.K.; HENZ, F. Surface Integrity of Difficult to Machine Materials. Anais. 2nd IMEC Session II, pp. (120-136)

[27] – KALPAKJIAN, S. Manufacturing engineering and technology – New Jersey: Prentice Hall Inc., 2000

[28] – LENGAUER, W. Functionally graded hardmetals. Journal of Alloys and Compounds, 338 (2002) 194-212

[29] – DREYER, Klaus. Neue Entwicklungen bei Hartmetallen, Cermets und Beschichtungen in Versuch und Praxis. Essen: WIDIA GmbH, out. 1999

[30] – ISCAR IMC GROUP. New CBN Grades. Disponível em : <http://www.iscar.com/ProductUpdate/ProductUpdateSubDetails.asp?CountryID=1&ProductUpdateDetailID=269> Acesso em 2005

[31] – SHAW, M.C. Metal cutting principles, New York: Oxford University Press, 1984

[32] – BULJAN, S.T.; SARIN, V.K. Machining performance of ceramic tools. Massachusetts: GTE Laboratories Inc.(report Nr. 02254)

[33] – Scientific Electronic Library Online . Review article: SiAlON ,composites , formation, thermal stability, phase relationships, reaction. Disponível em: http://www.scielo.br/scielo.php?script=sci_arttext&pid=S0366-69131999000100003&lng=en&nrm=iso Acesso em 2005

[34] – DEWES, R.C.; ASPINWALL, D.K. A review of ultra high speed milling of hardened steel. Journal of Materials Processing Technology vol.92-93, pp (292-301)

[35] – CHOU, Y.K. Hard turning of M50 steel with different microstructures in continuous and intermittent cutting. Wear, Vol. (225) pp. (1388-1397); 2003.

[36] – Scientific Electronic Library Online . Desgaste de ferramentas no torneamento com alta velocidade de corte da superliga “wapaloy”. Disponível em: <http://www.scielo.br/pdf/rem/v57n2/v57n2a07.pdf> Acesso em 2005

[37] – FERRARESI, D. Fundamentos da usinagem dos metais, São Paulo : Ed. Edgard Blücher, 1970 3v.

[38] – DEONÍSIO, C.C. et al. Usinagem de ferro fundido na faixa de transição e em HSC. Máquinas e Metais, pp (56-71), setembro 2000

[39] – KLIMENKO, S.A. et al. On the wear mechanism of cubic boron nitride base cutting tools. Wear, Vol. (157) pp. (1-7); 1992

[40] – ISO 3685. Parâmetros de rugosidade.

[41] – HOMMELWERKE GMBH. Surface texture analysis the handbook, Mühlhausen : Ed. Schnurr, 1992 1v.

[42] – DIN4766. Processos de fabricação (rugosidade e superfície).

[43] – TCHÄTSCH, H. Praxis der Zerspantechnik, 5.ed. Braunschweig: Vieweg, 1999

[44] – NBR 8404/1984. Especificação de superfícies.

[45] – HOMMELWERKE GMBH. Disponível em :
<http://www.hommelwerke.de/de/Produkte/Produkte.asp?Produktgruppe=9&Produkt=27> Acesso em 2005

- [46] – STUDER AG. Disponível em:
http://www.schleifring.net/redwork/mediapool/2141693623_S40_d.pdf Acesso em 2005
- [47] – DIN8605. Precisão dimensional em máquina ferramenta.
- [48] – ISO1940-2. Balanceamento de rotores.
- [49] – MAZAK CO. Disponível em: <http://www.mazak.com/english/index.html>
Acesso em 2005
- [50] – BILZ Werkzeugfabrik. Disponível em : <http://bilz.de/framset.php?sprache=d>
Acesso em 2005
- [51] – KOMET Group. Disponível em: <http://www.komet.de/pdf/infos/0090130.pdf>
Acesso em 2005
- [52] – GÜHRING. Disponível em: <http://www.guhring.com/products.htm> Acesso em 2005
- [53] – GERDAU AÇOS ESPECIAIS. Disponível em:
<http://www.gerdau.com.br/gerdauacosespeciais/> Acesso em 2005
- [54] – LIANG, S.; HUANG, Y. Cutting Forces Modeling Considering the Effect of Tool Thermal Property – Application to CBN Hard Turning. International Journal of Machine Tool and Manufacture, jan. 2001.
- [55] – MACHADO, A.R. Condições da Interface Cavaco-Ferramenta Parte I - Generalidades. Anais. CONEM 1991, Vol. 11 pp. (381-384)
- [56] – MACHADO, A.R. Condições da Interface Cavaco-Ferramenta Parte II – Implicações na Usinagem dos Metais. Anais. CONEM 1991, Vol. 11 pp. (381-384)

- [57] – GE INSPECTION TECHNOLOGIES. Disponível em:
<http://www.geinspectiontechnologies.com/products/HardnessTesters/MIC10/index.html>
ml Acesso em 2005
- [58] – ABRÃO, A.; APINWALL, D.K.; WISE, M.L. Tool Life and Workpiece Surface Integrity Evaluations When Machining Hardened AISI H13 and AISI E52100 Steels with Conventional Ceramic and PCBN Tool Materials. Anais. SME Technical Paper MR95-159; 1995.
- [59] – ABRÃO, A.M.; ALMEIDA, C.H.D. A Utilização de Ferramentas Cerâmicas e PCBN no Torneamento de Peças Endurecidas. Anais. COBEF 2001, (em CD)
- [60] – ABRÃO, A.M.; ASPINWALL, D.K. The Surface Integrity of Turned and Ground Hardened Bearing Steel. *Wear*, Vol. (196) pp. (279-284); 1996.
- [61] – AGOSTINHO, O.L.; PORTO, A.J.V. Variação dos Desvios Geométricos e de Rugosidade Superficial em Função do Desvio Dimensional em Operações de Torneamento. Anais. COBEM 1983, Vol. C-23 pp. (223-232)
- [62] – ALTAN, T.; ÖZEL, T. Modeling of High Speed Machining Processes for Predicting Tool Forces, Stresses and Temperatures Using FEM Simulations. Columbus: Engineering Research Center for Net Shape Manufacturing, The Ohio State University
- [63] – AUTRET, R.; LIANG, S.Y. Minimum Quantity Lubrication in Finish Hard Turning. Atlanta: The George Woodruff School of Mechanical Engineering, Georgia Institute of Technology, USA 30332-0450
- [64] – BARROS, N.B. et al. Planejamento e Otimização de Experimentos, Campinas: Ed. da UNICAMP, 1995

[65] – BENGA, G.C.; ABRÃO, A.M. Tool Life and Surface Finish Evaluation when Milling 100Cr6 Bearing Steel. Anais. COBEM 2001, Vol. 14 pp. (17-24)

[66] – BORDINASSI, E.C. Estudo do Processo de Furação em Aço com Brocas Helicoidais de Aço Rápido. 2002. 126p. Dissertação (Mestrado) – Escola Politécnica, Universidade de São Paulo. São Paulo

[67] – C.W. Wegst. Stahlschlüsseln, 15.ed. –Marbach, 1989

[68] – CASTRO, D.; CÉSAR, C.; NEVES, D. Produzindo ferramentas de conformação de chapas em HSC, O Mundo da Usinagem, Ed. Especial - 2001

[69] – DAWSON, T.Y.G.; KURFESS, T.R. Tool Life, Wear Rates, and Surface Quality in Hard Turning. Atlanta: The George Woodruff School of Mechanical Engineering, Georgia Institute of Technology, USA 30332-0450

[70] – DAWSON, T.Y.G.; KURFESS, T.R. Wear Trends of PCBN Cutting tools in Hard Turning. Atlanta: The George Woodruff School of Mechanical Engineering, Georgia Institute of Technology, USA 30332-0450

[71] – DINIZ, A.E. et al. Influência da Refrigeração no Torneamento do Aço ABNT 52100 temperado. Anais. COBEF 2001, (em CD)

[72] – DINIZ, A.E.; CALDEIRANI FILHO, J. Influence of Cutting Conditions on Tool Life, Tool Wear and Surface Finish in the Face Milling Process. J. Braz. Soc. Mech. Sci. vol.24 nr.1 Rio de Janeiro Mar. 2002

[73] – DINIZ, A.E.; SCANDIFFIO, I. Uma Contribuição ao Estudo do Corte a Seco e do Corte com Mínima Quantidade de Lubrificante em Torneamento de Aço. Anais. COBEF 2001, (em CD)

- [74] – DR. CSELLE, T. 10 Gebote der trockenen Hochgeschwindigkeitsbearbeitung. Sigmaringen: VDI-Berichte Nr. 1458, 1999
- [75] – DR. ING. KRESS, D. Erfolge fürs Hartreiben und Hartfräsen. Werkstatt und Betrieb, Vol. 1-2/2001 pp. (64-65)
- [76] – FACCIO, I. Investigação Sobre o Acabamento Superficial de Usinagens com Altíssima Velocidade de Corte. 2002. 126p. Dissertação (Mestrado) – Escola Politécnica, Universidade de São Paulo. São Paulo
- [77] – FACCIO, I.; STIPKOVIC FILHO, M.; BATALHA, G. F. Investigações do acabamento superficial de usinagem em altíssimas velocidades. Anais. III-CONEM (2004), Belém, UFPA, (em CD).
- [78] – FERREIRA, A.C.; BÖER, C. Relação Entre Área de Contato Ferramenta-Cavaco e Principais Elementos do Processo de Corte. Anais. CONEM 1975, Vol. C-3 pp. (613-624)
- [79] – FRITSCH, A. Spanen mit mechatronischen komplexen Werkzeugen. Werkstatt und Betrieb, Vol. 3/2001 pp. (32-36)
- [80] – GENSCHOW, H. Beitrag zur Optimierung der Werkzeugbereitstellung in der spanenden Einzel- und Kleinserienfertigung, München: Hanser, 1979
- [81] – GLÜBER, T.; HOCKAUF, W. Läuft wie geschmiert, Werkstatt und Betrieb, Vol. 4/2001 pp. (22-24)
- [82] – GOMES, J.O. Fabricação de Superfícies de Forma Livre por Fresamento no Aço Temperado DIN 1.2083, na Liga de Alumínio (AMP8000) e na Liga de Cobre (Cu-Be). 2001. 150p. Dissertação (Doutorado) – Departamento de Engenharia Mecânica – Universidade Federal de Santa Catarina

[83] – HUANG, Y.; LIANG, S.Y. Force Modelilng in Shallow Cuts with Large Negative Rake Angle and Large Nose Radius Tools-Application to Hard Turning. Atlanta: The George Woodruff School of Mechanical Engineering, Georgia Institute of Technology, USA 30332-0450

[84] – JÖCKEL, G.; GERENT, O. Hartdrehen mit Hydrostatik, Werkstatt und Betrieb, Vol. 4/2001 pp. (16-20)

[85] – KALIN, M; VIZINTIN J. Use of Equations for Wear Volume Determination in Fretting Experiments. Wear, 237 (2000) pp. (39-48)

[86] – KAUPER, H. Coole Tools für heiße Jobs. Werkstatt und Betrieb, Vol. 3/2001 pp. (18-20)

[87] – KLUFT, W. Die richtige Strategie für die Werkzeugüberwachung. Werkstatt und Betrieb, Vol. 3/2001 pp. (56-59)

[88] – LOTZ, A. Equipment für HSC end Trockenbearbeitung, Werkstatt und Betrieb, Vol. 4/2001 pp. (72-73)

[89] – MACHADO, A.R.; GIANINI, W.L.; GONÇALVES R.A. Verificação Experimental do Comportamento das Forças de Corte e de Avanço no Torneamento dos Aços ABNT 1020 e ABNT 1045 e do Alumínio Comercial. Anais. Florianópolis, dez.-1987 - COBEM 1987

[90] – NORDMANN, K. Werkzeugüberwachung ergänzt die Fahrzeugteile-Produktion. Werkstatt und Betrieb, Vol. 3/2001 pp. (52-54)

[91] – ÖZEL, T.; VERNON, A. Factors Affecting Surface Roughness in Finish Hard Turning. New Jersey: Manufacturing Automation and Research Laboratory, jan. 2003 (report Nr. MARL-03)

[92] – PAVEL, R. et al. Surface Quality and Tool Wear in Interrupted Hard Turning of 1137 Steel Shafts. Toledo: University of Toledo, MIME Department, Nitsche Hall 4005, MS312

[93] – POULACHON, G.; MOISAN, A. A Contribution to the Study of the Cutting Mechanisms During High Speed Machining of Hardened Steel. Anais. CIRP Vol. 47/1/1998

[94] – BRINKSMEIER, E. et al. Wirkmechanismen und Verschleissanalyse im Tribosystem Zerspanung. Hannover: Berichtskolloquium zum DFG Schwerpunktprogramm, 1995

[95] – KÖNIG, W et al. Kontakt bedingungen an den Wirkflächen von Zerspanwerkzeugen. Hannover: Berichtskolloquium zum DFG Schwerpunktprogramm, 1995

[96] – SALLES, J.L.C.; GONÇALVES, M.T.T.; CORRÊA, L.O. Rugosidade Superficial em Operações de Torneamento. Anais. COBEM 2001, Manufacturing Process, Vol.14, p.317

[97] – SCHÄPERMEIER, E. Zerspanungsoptimierung beim Drehen von Stählen,- München: Hanser, 1999

[98] – SCHLEINKOFER, U.; FELLNER, J.; ERTL, C. Werkzeuge fit machen für HSC und HPC. Werkstatt und Betrieb, Vol. 3/2001 pp. (22-24)

[99] – SCHUSTER, A.F. et al. PVD Coatings for Turning. Cutting Tool Engineering Magazine, February 1999/Volume 51/Number1

[100] – SCHWARZE, J. Stabile Schruppfräser halbieren die Hauptzeit. Werkstatt und Betrieb, Vol. 3/2001 pp. (50-51)

- [101] – SOROKA, D.P. Hard Turning and the Machine Tool. Elmira: Hardinge Inc.
SPUR, G.; STÖFERLE, T. Handbuch der Fertigungstechnik Band.1 Urformen,
München: Hanser, 1981
- [102] – SPUR, G.; STÖFERLE, T. Handbuch der Fertigungstechnik Band.2/3
Umformen, Zerteilen, München: Hanser, 1985
- [103] – SPUR, G.; STÖFERLE, T. Handbuch der Fertigungstechnik Band.5 Fügen,
Handhaben und Montieren, München: Hanser, 1986
- [104] – TETZLAFF, H. Nockenwellen als Härtetest für Stechwerkzeuge, Werkstatt
und Betrieb, Vol. 1-2/2001 pp. (66-67)
- [105] – TÖNSHOFF, H.K.; DITTMER, H. Object- Instead of Function-Oriented
Data Management for Tool Management as an Example Application. Robotics &
Computer Integrated Manufacturing, Vol.7, Nr. 1/2, p.133-141, 1990.
- [106] – TÖNSHOFF, H.K.; WOBKER, H.G.; BRANDT, D. Hard Turning-Influence
on the Workpiece Properties. Anais. Transactions of NAMRI/SME, Vol. (23) pp.
(215-220); 1995.
- [107] – VAN DEN BERG, H. et al. Development and Applications of New
Composite and Multilayer Composite Coatings. Essen: WIDIA GmbH, out. 2002
(report Nr. Euro PM2002)
- [108] – VAN DER BERG, H.; DREYER, K.; WESTPHAL, H. Gut in Form für hohe
Geschwindigkeit. Werkstatt und Betrieb, Vol. 3/2001 pp. (26-30)
- [109] – SANDVIK COROMANT. Disponível em <http://coroguide.com> Acesso em
2005
- [110] - DIN 4987/1 Geometria para insertos intercambiáveis (Parte-1)

- [111] - DIN 4987/2. Geometria para insertos intercambiáveis (Parte-2)
- [112] – CENTRO DE INFORMAÇÃO METAL MECÂNICA. Disponível em <http://construtor.cimm.com.br> Acesso em 2005
- [113] – INGERSOLL CUTTING TOOLS. Disponível em <http://www.ingersoll-imc.de/> Acesso em 2005
- [114] – KENNAMETAL INC. Disponível em <http://www.kennametal.com/> Acesso em 2005
- [115] – LAPPONI, J.C. Estatística Usando Excel, 2.ed. Laponi Treinamento e Editora, 2000
- [116] – LAPIN, L. L. Probability and Statistics for Modern Engineering, 2.ed. Belmont: Duxbury Press, 1990
- [117] – FERRARESI, D. Fundamentos da usinagem dos metais, São Paulo : Ed. Edgard Blücher, 1970 3v.
- [118] – KÖNIG, W.; KLOCKE, F. Fertigungsverfahren Drehen, 6.ed. Heidelberg: Springer, 1997
- [119] – E. ZOLLER GMBH. Disponível em: <http://www.zoller.info/> Acesso em 2005
- [120] – ISO 3685. Vida útil de ferramentas no torneamento

GUSTAVO DE SIQUEIRA GALOPPI

Data de Nascimento: 18/07/1977 – São Paulo – S.P.

Experiência Acadêmica

1984-1989 Escola Primária: Mühlenkampschule – Diepholz – Alemanha

1989-1992 Escola Primária: Humboldt-Schule – São Paulo – S.P.

1993-1993 Escola Secundária: Humboldt-Schule – São Paulo – S.P

1993-1994 Escola Secundária: Colégio Visconde de Porto Seguro – S.P.

1995-2000 Curso Superior: Escola de Engenharia Mauá – S.C.S – S.P.

2001-2005 Pós Graduação: Mestrado – Escola Politécnica da USP – S.P.

Experiência Profissional

1998-1999 B. Grob do Brasil S.A.: Estagiário-Engenharia/Produção

2000-2004 B. Grob do Brasil S.A.: Planejamento de Produção

2004-2005 B. Grob do Brasil S.A.: Assistente da Diretoria Industrial