

04

São Paulo
2002

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

517.1
0223
0223

**ESTUDO DO PROCESSO DE FURAÇÃO EM AÇO COM BROCAS
HELICOIDAIS DE AÇO RÁPIDO**

ED CLAUDIO BORDINASSI

ED CLAUDIO BORDINASSI

**ESTUDO DO PROCESSO DE FURAÇÃO EM AÇO COM BROCAS
HELICOIDAIS DE AÇO RÁPIDO**

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

Orientador: Prof. Dr. Marco Stipkovic Filho

São Paulo

2002

DEDICATÓRIA

Dedico este trabalho à minha esposa Marta,
e aos meus pais Claudio e Célia.

AGRADECIMENTOS

Ao Prof. Dr. Marco Stipkovic Filho, pela orientação e dedicação durante toda a execução deste trabalho, e ao Prof. Dr. Gilmar F. Batalha, pela co-orientação e ajuda.

Ao Instituto Mauá de Tecnologia pelo apoio e incentivo, em especial ao amigo Júlio Y. Onoue, pela ajuda durante os ensaios.

Ao Prof. Eládio Vilas Boas, da Faculdade de Tecnologia do SENAI pela usinagem das peças do dinamômetro.

Ao Prof. Sérgio Delijacov, da Faculdade de Engenharia Industrial, pela ajuda na instrumentação e contribuição no desenvolvimento do dinamômetro.

A Spectra Tecnologia, em especial ao Prof. Aurélio Dadalt, pelo empréstimo do equipamento necessário para aquisição dos sinais do dinamômetro e pelas valiosas dicas.

A Engenmet Met. e Com. Ltda., em especial ao Sr. Agnaldo Cavalcante Cajaliba pelo fornecimento dos materiais necessários para os ensaios.

A Dormer Tools S.A., em especial ao Sr. Jair Camasso, pelo fornecimento das brocas para a realização dos ensaios.

A professora Cleniriam R. M. Barroso e à amiga Prof.^a Dra. Suzana M. G. Lebrão pelas correções no texto.

Aos amigos, Prof. Antônio F. Rivera, Fernando de Freitas, Prof. Hélio Nami, Prof. Márcio Lucato e Prof. Sérgio K. Moriguchi, pelo constante incentivo.

Agradeço também a todos que contribuíram de alguma forma para a conclusão deste trabalho, e principalmente a Deus, que me permitiu realizar mais este sonho.

SUMÁRIO

I	LISTA DE FIGURAS	01
V	LISTA DE TABELAS	04
VI	LISTA DE ABREVIACÕES E SIGLAS	04
VII	LISTA DE SÍMBOLOS	04
XI	RESUMO	07
XII	ABSTRACT	07
		07
	2.1 - Tipos e formas construídas	07
	2.2 - Superfícies de uma broca helicoidal	07
	2.3 - Arestas de uma broca helicoidal	07
	2.4 - Ângulos de uma broca helicoidal	08
	2.4.1 - Ângulos medidos no plano de medida	09
	2.4.1.1 - Ângulo de folga " α "	09
	2.4.1.2 - Ângulo de saída " γ "	10
	2.4.1.3 - Ângulo de cunha " β "	12
	2.4.2 - Ângulos medidos no plano de trabalho	13
	2.4.3 - Ângulos medidos num plano perpendicular aos planos de trabalho e de referência	14
	2.4.4 - Ângulo de ponta " σ "	15
	2.4.5 - Ângulo de posição " κ "	15
	2.4.6 - Ângulo de inclinação " λ "	15
	2.4.7 - Ângulo de hélice " ϕ "	16

18	2.4.8 - Ângulo da aresta transversal de corte “ ψ ”
19	2.5 – Principais tipos de afiação
28	2.6 - Brocas helicoidais especiais
29	3. O PROCESSO DE FURAÇÃO
29	3.1 – Generalidades
34	3.2 - Esforços no processo de furação
38	3.2.1 - Fórmulas experimentais para determinação de esforços no processo de furação
39	3.2.1.1 - Fórmula de Kienzle para determinação do momento de torção na furação em cheio
40	3.2.1.2 - Fórmula de Kienzle para determinação do momento de torção na furação com pré-furação
42	3.2.1.3 - Fórmula de Kronenberg para determinação do momento de torção na furação em cheio
43	3.2.1.4 - Fórmula simplificada de Kronenberg para determinação do momento de torção na furação em cheio
44	3.2.1.5 - Fórmula de H. Daar para determinação do momento de torção na furação com pré-furação
45	3.2.1.6 - Fórmula de Oxford e Shaw para determinação do momento de torção na furação em cheio
47	3.2.1.7 - Fórmula de Kronenberg para determinação da força de avanço na furação em cheio
48	3.2.1.8 - Fórmula de H. Daar para determinação da força de avanço na furação com pré-furação
49	3.2.1.9 - Fórmula de H. Daar para determinação da força de avanço na furação em cheio
50	3.2.1.10 - Fórmula de Spur para determinação da força de avanço na furação em cheio
50	3.2.1.11 - Fórmula de Oxford e Shaw para determinação da força de avanço na furação em cheio

3.2.1.12 – Comentários sobre as fórmulas.....	50
3.2.2 – Cálculo do avanço máximo permíssível em função da resistência da broca.....	51
3.3 – Considerações sobre a utilização de fluido de corte no processo de furção.....	52
3.4 – Considerações sobre desgaste das brocas no processo de furção.....	57
4. MEDIÇÃO DE ESFORÇOS NO PROCESSO DE USINAGEM.....	63
4.1 – Generalidades.....	63
4.2 - Princípios da variação da resistência elétrica.....	65
4.2.1 - Constante de sensibilidade 'k'.....	66
4.2.2 - Sensibilidade transversal.....	68
4.2.3 - Circuitos elétricos utilizados.....	69
4.2.4 – Variações devido à mudança de temperatura e compensações.....	72
4.2.5 – Aquisição e processamento de sinais.....	76
4.3 - Desenvolvimento do dinamômetro.....	78
4.3.1– Materiais utilizados na fabricação das peças.....	80
4.3.2– Cálculos.....	81
4.3.3– Instrumentação.....	84
4.3.4 – Calibração.....	88
5. MATERIAIS E MÉTODOS.....	94
5.1 – Equipamentos e materiais utilizados.....	94
5.2 – Procedimento experimental.....	98
5.3 – Resultados obtidos e discussões.....	101
5.3.1 – Análise dos dados.....	101
5.3.2 – Valores encontrados na furção do aço ABNT 1020.....	105
5.3.3 – Valores encontrados na furção do aço ABNT 4320 com variações de velocidade e avanço.....	109

5.3.4 – Comparação entre valores obtidos experimentalmente e os valores obtidos através da teoria para os agos ABNT 1020 e 4320.....	110
5.3.5 – Resultados obtidos na furação dos agos ABNT 1040 e 5140.....	112
6. CONCLUSÕES.....	118
7. SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS.....	120
8. BIBLIOGRAFIA.....	121
9. ANEXOS.....	126

01	Figura 1.1 [3] – Processos de usinagem com relação ao tempo de usinagem.....
02	Figura 1.2 [3] – Processos de usinagem com relação ao número de operações.....
03	Figura 1.3 [6] – Brocas vendidas de diversos materiais ao longo dos anos.....
05	Figura 2.1 [7] – Formas da haste de fixação.....
05	Figura 2.2 [8] – Partes comuns que compõe uma broca helicoidal.....
06	Figura 2.3 [10] – Núcleo cônico de uma broca helicoidal.....
08	Figura 2.4 [12] – Planos utilizados no sistema de referência para medição dos ângulos de uma broca helicoidal.....
10	Figura 2.5 [13] – Variação do ângulo de folga principal ao longo de uma aresta principal de corte, com ângulo de ponta = 118°.....
11	Figura 2.6 [13] – Variação do ângulo de saída ao longo da aresta principal de corte para diferentes valores do ângulo de ponta e de hélice.....
12	Figura 2.7 [13] – Variação do ângulo de cunha, ao longo de uma aresta principal de corte, com $\sigma=118^\circ$, $\phi=30^\circ$ e $\alpha_0=8^\circ$
13	Figura 2.8 [1] – Variação da cunha cortante ao longo da aresta principal de corte, com $\sigma=118^\circ$, $\phi=30^\circ$, $\alpha_0=8^\circ$ e $D=25\text{mm}$
14	Figura 2.9 [1] – Ângulos da broca helicoidal, segundo a norma DIN 6581.....
16	Figura 2.10 [1] – Variação do ângulo de inclinação, ao longo da aresta principal de corte.....
16	Figura 2.11 [15] – Broca tipo W.....
17	Figura 2.12 [15] – Broca tipo N.....
17	Figura 2.13 [15] – Broca tipo H.....
18	Figura 2.14 [9] – Variação do ângulo de hélice em função do diâmetro da broca.....
19	Figura 2.15 [1] – Ângulo de hélice, de ponta e da aresta transversal de corte.....
21	Figura 2.16 [13] – Princípio de afiação de uma broca helicoidal por cone de revolução.....
22	Figura 2.17 [17] – Afiações especiais, segundo a norma ABNT TB-111.....
24	Figura 2.18 [13] – Comparação da distância percorrida entre a afiação cônica e a com ponta de centragem na furação de chapas.....
24	Figura 2.19 [13] – Sequência de afiação tipo “Oliver”.....

LISTA DE FIGURAS

25	Figura 2.20 [13] – Afiiação em ponta espiral.....
25	Figura 2.21 [13] – Comparação do alargamento dos furos entre as afiações do tipo cônica e tipo espiral.....
26	Figura 2.22 [13] – Afiiação tipo “Shirov”.....
26	Figura 2.23 [7] - Afiiação tipo Racon.....
28	Figura 2.24 [19] – Broca escalonada múltipla.....
28	Figura 2.25 [10] – Broca escalonada múltipla e seu respectivo furo.....
29	Figura 3.1 [11] – Movimentos de corte, avanço e efetivo de corte no processo de furacão.....
29	Figura 3.2 [1] – Grandezas de corte envolvidas no processo de furacão.....
34	Fig. 3.3 [1] – Força total de usinagem e suas projeções nos diversos planos.....
34	Fig 3.4 [1] – Distribuição assimétrica das forças de corte nas duas arestas principais de uma broca.....
37	Fig 3.5 [1] – Distribuição assimétrica das forças de avanço nas duas arestas principais de uma broca.....
37	Figura 3.6 [16] – Desempenho das brocas helicoidais furando aço ABNT 1085, em diferentes velocidades de corte e diferentes condições de fluido de corte.....
54	Figura 3.7 [13] – Broca helicoidal com canais internos para refrigeração.....
56	Figura 3.8 [16] – Variação da vida da broca (m) de acordo com a pressão de refrigeração.....
56	Figura 3.9 [16] – Vida da broca (m) relacionada com a profundidade do furo x diâmetro.....
57	Figura 3.10 [30] – Principais desgastes que podem ocorrer em uma broca helicoidal.....
58	Figura 3.11 [21] – Efeito do tempo de furacão no desgaste das arestas principais.....
59	Fig. 3.12 [32] – Variação do desgaste em função do aumento da velocidade de corte.....
60	Fig. 4.1 [1] – Dinamômetro para medição de esforços durante a furacão.....
64	Fig. 4.2 [32] – Dinamômetro de anéis para medições de esforços durante fresamento, furacão, ou outro processo semelhante.....
64	Fig. 4.3 [35] – Princípio do funcionamento do extensômetro elétrico de

66	resistência.....
69	Fig. 4.4 [35] – Ponte de Wheatstone.....
70	Figura 4.5 [35] – Montagem em ¼ de ponte de Wheatstone.....
71	Figura 4.6 [35] – Montagem em ½ “a” e completa “b” ponte de Wheatstone.....
74	Fig. 4.7 [36] – Deformação do extensômetro conforme a variação de temperatura.....
74	Figura 4.8 [37] – Compensação da variação da temperatura através da inserção de outro extensômetro.....
75	Figura 4.9 [39] – Compensação da variação da temperatura com termopar.....
76	Figura 4.10 [37] – Sistema básico de aquisição de dados.....
77	Figura 4.11 – Posicionamento dos extensômetros no dinamômetro.....
79	Figura 4.12 – Conjunto do dinamômetro.....
81	Figura 4.13 [Adaptada de 41] – Viga bi-engastada.....
85	Figura 4.14 – Extensômetro para medição do momento de torção.....
86	Figura 4.15 – Extensômetro duplo a 45° para medição da força axial.....
87	Figura 4.16 – Conectores dos extensômetros.....
88	Figura 4.17 – Prensa cabos.....
89	Figura 4.18 – Calibração da força axial.....
90	Gráfico 4.19 – Curva de calibração da força axial.....
91	Figura 4.20 – Calibração do momento de torção.....
92	Figura 4.21 – Curva de calibração do momento de torção.....
94	Figura 5.1 – Torno CNC.....
95	Figura 5.2 – Hardware para aquisição dos sinais.....
98	Figura 5.3 – Fixação do dinamômetro no torno.....
101	Figura 5.4 – Variação das f_{res} durante a furacão do aço ABNT 1020.....
102	Figura 5.5 – Espectro de frequência.....
103	Figura 5.6 – Variação da força axial e momento de torção na furacão do aço ABNT 1020.....
104	Figura 5.7 – Dados estatísticos da figura 5.6.....
106	Figura 5.8 – Variação da força axial e do momento de torção em função do avanço para o aço ABNT 1020.....

106	Figura 5.9 – Variação da força axial e do momento de torção em função da velocidade de corte para o aço ABNT 1020.....
107	Figura 5.10 – Aparência da broca depois da furagem com avanço de 0.25 mm/volta.....
108	Figura 5.11 – Variação da força axial e do momento de torção em função do avanço para o aço ABNT 1020, utilizando broca com afiação em cruz.....
108	Figura 5.12 – Variação da força axial e do momento de torção em função da velocidade de corte para o aço ABNT 1020, utilizando broca com afiação em cruz.....
108	Figura 5.13 – Variação da força axial e do momento de torção em função do avanço para o aço ABNT 4320.....
109	Figura 5.14 – Variação do momento de torção em função da velocidade de corte para o aço ABNT 4320.....
110	Figura 5.15 – Comparação entre os dados práticos e teóricos para a força axial.....
111	Figura 5.16 – Comparação entre os dados práticos e teóricos para o momento de torção.....
112	Figura 5.17 – Microscópio utilizado na medição do desgaste das brocas.....
113	Figura 5.18 – Variação da força axial e momento de torção em função do número de furos para o aço ABNT 5140.....
114	Figura 5.19 – Variação da força axial e momento de torção em função do número de furos para o aço ABNT 1040.....
114	Figura 5.20 – Variação do desgaste em função do número de furos executados para o aço ABNT 1040 e 5140.....
115	Figura 5.21 – Desgaste da broca depois de 160 furos executados no aço ABNT 5140.....
116	Figura 5.22 – Desgaste da broca depois de 160 furos executados no aço ABNT 1040.....

36	penetração da broca.....
36	Tabela 3.1 [13] - Participação percentual das diferentes resistências à
41	cálculo do momento de torção na furção com brocas helicoidais.....
41	Tabela 3.3 [1] – Constantes empíricas C_1 , x_1 , y_1 da fórmula de Kronenberg, para
42	cálculo do momento de torção na furção com brocas helicoidais.....
42	Tabela 3.4 [1] – Constante empírica C_2 da fórmula simplificada de Kronenberg,
43	para cálculo do momento de torção na furção com brocas helicoidais.....
43	Tabela 3.5 [1] – Constantes empíricas C_3 , x_3 , $(1 - z_3)$ da fórmula de H. Daar,
44	para cálculo do momento de torção na furção com pré-furção com brocas helicoidais.....
44	Tabela 3.6 [1] – Constante empírica C_4 da fórmula de Kronenberg, para cálculo
46	do momento de torção na furção com pré-furção com brocas helicoidais.....
46	Tabela 3.7 [1] – Constantes empíricas C_5 , x_5 , y_5 da fórmula de H. Daar, para
47	cálculo do momento de torção na furção com brocas helicoidais.....
47	Tabela 3.8 [1] – Constantes empíricas C_6 , x_6 , $(1 - y_6)$ da fórmula de H. Daar,
48	para cálculo da força de avanço na furção com pré-furção com brocas helicoidais.....
48	Tabela 3.9 [13] – Coeficientes k_{n1} $(1 - y)$ da fórmula de Spur, para cálculo da
49	força de avanço na furção com brocas helicoidais.....
49	Tabela 3.10 [13] – Constantes “z” e “ C_L ” da equação de vida para brocas helicoidais de aço rápido, utilizando-se fluido refrigerante.....
61	Tabela 4.1 [36 e 37] – Constante de sensibilidade para diversos materiais de condutores utilizados em extensômetros.....
68	Tabela 4.2 – Valores da calibração da força axial.....
90	Tabela 4.3 – Valores de calibração do momento de torção.....
92	

LISTA DE TABELAS

LISTA DE ABREVIACÕES E SIGLAS

ABNT	Associação Brasileira de Normas Técnicas
ASM	American Society of Materials
ASTM	American Society for Testing Materials
AWG	American Wire Gauge
CNC	Computerized Numeric Control
DIN	Deutsches Institut für Normung
HB	Hardness Brinell
ISO	International Standard Organization
IT	Qualidade de trabalho
JIS	Japan Information System
NBR	Norma Brasileira Registrada
TB	Terminologia Brasileira

Constante empírica da fórmula de Spur para a força de avanço	1-y
Constante empírica da fórmula de Kienzle para o momento de torção	1-z
Constante empírica da fórmula de H. Daar para o momento de torção	1-z ₃
Avanço por volta	a
Alumínio	Al
Largura de corte	b
Base	b
Carbono	C
Constante empírica da fórmula de Kronenberg para o momento de torção	C ₁
Constante empírica da fórmula simplificada de Kronenberg para o momento de torção	C ₂
momento de torção	
Constante empírica da fórmula de H. Daar para o momento de torção	C ₃
Constante empírica da fórmula de Kronenberg para a força de avanço	C ₄
Constante empírica da fórmula de H. Daar para a força de avanço	C ₅
Constante empírica da fórmula de H. Daar para a força de avanço	C ₆
Constante da equação de vida para brocas helicoidais	C ₇
Cromo	Cr
Cobre	Cu
Diâmetro	D
Diâmetro do pré-furo	d ₀
Módulo de elasticidade	E
Força	F
Ferro	Fe
Módulo de elasticidade no cisalhamento	G
Espessura de corte	h
Altura	h
Interferência	I
Iridio	Ir

LISTA DE SÍMBOLOS

Espressura do núcleo de uma broca helicoidal	k
Constante de sensibilidade do extensômetro	k
Constante empírica da fórmula de Spur para a força de avanço	k_{n1}
Pressão específica de corte	k_s
Constante específica do metal para uma secção de corte de 1mm de espessura por 1mm de largura	k_{s1}
Constante empírica da fórmula de Kienzle para o momento de torção	k_{s1}
Vida da broca	L
Comprimento	L
Comprimento	L
Magnésio	Mg
Manganes	Mn
Molibdênio	Mo
Momento de torção	Mt
Potência	N
Rotagões	n
Níquel	Ni
Fósforo	P
Profundidade de corte	p
Força de avanço	Pa
Força de apoio	Pap
Força ativa	Pat
Força de corte	Pc
Força efetiva de corte	Pce
Platina	Pl
Pressão mínima	P_{min}
Força de compressão	PN
Força passiva	Pp
Força de usinagem	Pu
Resistência	R
Rugosidade superficial	Ra
Rotagões por minuto	rpm

Area	S
Enxofre	S
Silício	SI
Nitreto de Titânio	TiN
Vanádio	V
Tensão (elétrica)	V
Velocidade de corte	Vc
Tungstênio	W
Módulo de resistência	W
Carboneto de Tungstênio	WC
Constante empírica da fórmula de Kronenberg para o momento de torção	Y1
Constante empírica da fórmula de H. Daar para a força de avanço	Y5
Constante empírica da fórmula de H. Daar para a força de avanço	Y6
Constante empírica da fórmula de Kronenberg para o momento de torção	X1
Constante empírica da fórmula de H. Daar para o momento de torção	X3
Constante empírica da fórmula de H. Daar para a força de avanço	X5
Constante empírica da fórmula de H. Daar para a força de avanço	X6
Coefficiente angular da reta de Kienzle	z
Constante da equação de vida para brocas halicoídais	Z
Zinco	Zn
Zircônio	Zr
Angulo de folga	α
Coefficiente de dilatação térmica	α
Angulo de folga lateral	α_0
Angulo efetivo de folga lateral	α_e
Angulo de folga medido no plano de trabalho	α_x
Angulo axial de folga	α_y
Angulo de cunha	β
Coefficiente de dilatação térmica	β
Angulo de cunha medido no plano de trabalho	β_x

Ângulo axial de cunha	β_y
Deformação	ε
Ângulo de hélice	ϕ
Ângulo de saída	γ
Coefficiente de variação de resistividade	γ
Deformação angular	γ
Ângulo lateral de saída	γ_x
Ângulo axial de saída	γ_y
Ângulo efetivo de saída	γ_e
Ângulo de posição	κ
Ângulo de inclinação	λ
Micro-deformação	$\mu\varepsilon$
Coefficiente de Poisson	ν
Resistência específica	ρ
Tensão	σ
Ângulo da ponta de uma broca helicoidal	σ
Tensão de ruptura	σ_r
Tensão de escoamento	σ_{esc}
Tensão de cisalhamento	τ
Coefficiente de aderência	υ
Ângulo da aresta transversal de corte	ψ
Varição de tensão	ΔV
Varição de temperatura	Δt

RESUMO

BORDINASSI, E. C. **Estudo do processo de furacão em aço com brocas helicoidais de aço rápido.** 2002. 126p. Dissertação Mestrado – Escola Politécnica, Universidade de São Paulo, São Paulo.

Este trabalho tem como objetivo estudar o processo de furacão em aços com brocas helicoidais de aço rápido. São dados os principais conceitos pertinentes às brocas helicoidais e ao processo de furacão. Foram realizados ensaios com medições dos esforços no processo de furacão, e para tal, foi construído um dinamômetro instrumentado com extensômetros. São apresentados os resultados dos ensaios realizados com variações de velocidade de corte e avanço para os aços ABNT 1020 e 4320 utilizando-se de brocas helicoidais de aço rápido com arfiação cônica e em cruz. Também é apresentado o comportamento do desgaste e dos esforços em função do número de furos para os aços ABNT 1040 e 5140.

Palavras-chave: Brocas helicoidais; furacão; furo; dinamômetro; extensômetros; usinagem; aço rápido.

ABSTRACT

BORDINASSI, E. C. Study of the drilling process in steel with high speed steel twist drills. 2002. 126p. Dissertação Mestrado – Escola Politécnica, Universidade de São Paulo, São Paulo.

This work aims to study the drilling process of steels with high speed steel twist drills. The main concepts of drilling process and twist drills are presented. The experimental procedure was carried out by the measurements of the drilling cutting forces, and for this, a strain gage dynamometer was constructed. The results of the experiments with variations of cut speed and feed rate for the ABNT 1020 and 4320 steels with conical and cross sharpened high speed steel drills are presented. The wear and the cutting forces with the number of holes for the ABNT 1040 and 5140 also is presented.

Key-words: Twist drills; drilling; hole; dynamometer; strain gage; machining; high speed steel.

1. INTRODUÇÃO

As ferramentas de furar são encontradas entre os instrumentos mais antigos

empregados pelo homem. A partir do ano de 1770 já se empregavam as puas para a furção de madeira, cuja forma se assemelha à da broca helicoidal atualmente em uso. A partir do ano de 1822, a puá foi empregada também na furção de metais, porém com baixo rendimento. Com a crescente industrialização, foram necessárias ferramentas mais eficientes, que permitissem velocidades de corte maiores, e aos poucos desenvolveu-se a forma constitutiva da broca helicoidal, usada nos dias de hoje [1].

O processo de furção é um dos processos de usinagem mais utilizados na indústria manufatureira. A grande maioria das peças de qualquer tipo de indústria, tem pelo menos um furo e, somente uma parte muito pequena dessas peças, já vem com este pronto do processo de obtenção da peça bruta. Em geral, as peças tem que ser furadas em cheio ou terem seus furos aumentados através do processo de furção [2], e esta operação em geral, é feita como uma das últimas a serem executadas nas peças, quando uma quantidade de tempo e dinheiro já foram gastos na execução destas [3], devendo portanto oferecer grande confiabilidade.

A figura 1.1, mostra os processos de usinagem com respeito ao tempo total de usinagem e a figura 1.2, com respeito ao número de operações.

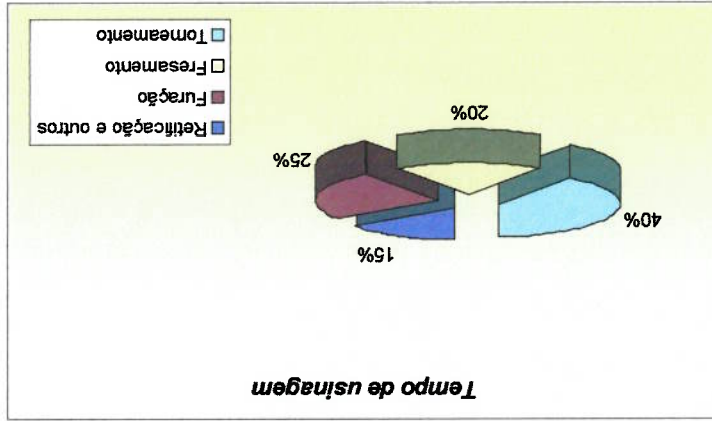


Figura 1.1 [3] – Processos de usinagem com relação ao tempo de usinagem

SHUNMUGAM [4], confere uma importância ainda maior ao processo de furacão, pois cita que em empresas de médio porte, o tempo gasto pode chegar até 40% do tempo total de usinagem. Destes 40%, tem-se que 80% dos furos executados são do tipo furacão curta, segundo dados dos fabricantes de brocas helicoidais nacionais.

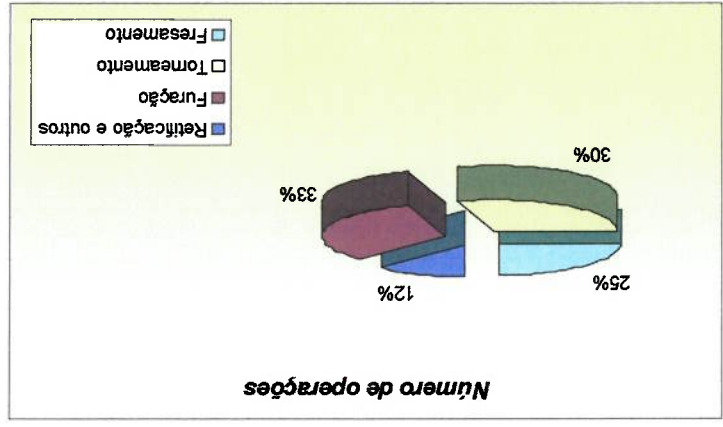


Figura 1.2 [3] – Processos de usinagem com relação ao número de operações

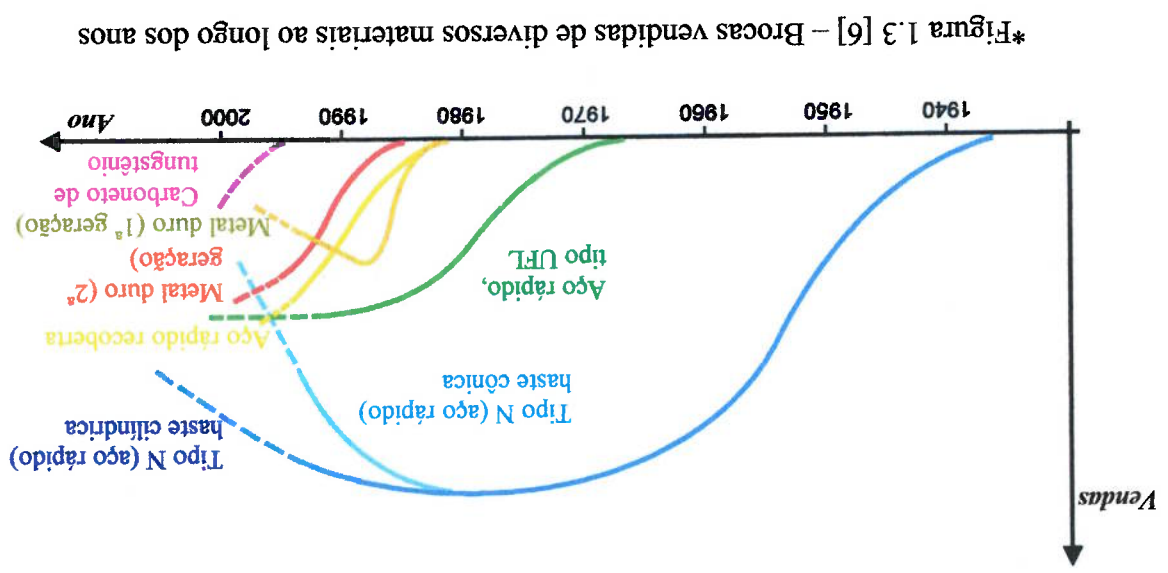
Pelas figuras nota-se que o processo de furacão é de extrema importância na produtividade das peças usinadas, e torna-se necessário que a evolução deste processo acompanhe os demais.

NOVASKI [5], em seu trabalho, discute o processo de furacão e coloca em dúvida a continuidade da existência deste com brocas helicoidais, chegando à conclusão de que o mesmo não tende a desaparecer, e citando inúmeros fatores positivos relativos ao processo como: propriedades do aço rápido, geometria da broca, e a possibilidade de se alterar facilmente a geometria da ponta. Afirma que a grande faixa de aplicação das brocas helicoidais se dá de 2 a 15mm, sendo que naquela data, 75% das brocas fabricadas se encontravam nesta faixa, e 95% das ferramentas de furar, eram brocas helicoidais de aço rápido.

Consultando empresas fabricantes de brocas, verificou-se que as previsões anteriores estavam corretas, no entanto atualmente não mais 95% das ferramentas de furar são fabricadas de aço rápido, devido ao desenvolvimento de novas tecnologias, porém esta ainda lidera as vendas, conforme figura 1.3.

*Obs: - Os termos 1ª e 2ª geração citados nas brocas de metal duro, referem-se à mudanças na geometria da broca.
 - O termo UFL, refere-se ao passo de hélice da broca otimizado

TÖNSHOFF [3], cita que em 1980, 90% das brocas eram feitas de aço rápido, e em 1994, 50% eram feitas de carbonetos duros sintetizados, mostrando coerência com o percentual de vendas ilustrado na figura 1.3.
 Observando os diversos comentários anteriores, optou-se em estudar o processo de furação com brocas helicoidais de aço rápido, de pequenos diâmetros, sem furação profunda, com o objetivo de consolidar os conhecimentos a respeito do processo de furação, e se possível contribuir com o assunto.



2. BROCAS HELICOIDAIS

As brocas helicoidais são ferramentas de usinagem, destinadas à execução de furos, através do movimento rotativo e simultaneamente do avanço axial da broca ou da peça a ser furada ao longo do eixo de rotação. Ela foi inventada em 1820, pela “Moses Twist Drill and Machine Company”, que foi uma empresa estabelecida nos Estados Unidos da América em 1864 [3].

Além do aço rápido, outros materiais podem ser utilizados na confecção de brocas helicoidais, como por exemplo o carboneto de tungstênio ou metal duro. Também podem ser confeccionadas brocas com pastilhas intercambiáveis de metal duro fixadas na ponta desta. As brocas de aço rápido geralmente são confeccionadas por materiais do tipo ASTM A-600 M2, M35 ou M42, e seus detalhes construtivos serão mostrados nos próximos itens.

2.1 - Tipos e formas construtivas

As brocas devem ser fixadas pela haste durante o processo de furação, e quanto à haste de fixação, estas podem ser do tipo paralelas, cônicas, ou do tipo pirâmide (menos comum), conforme figura 2.1. Na figura 2.2, encontra-se a nomenclatura das partes comuns que compõem uma broca helicoidal.

Figura 2.1 [7] – Formas da haste de fixação. a) haste cilíndrica, b) haste cônica, c) haste do tipo pirâmide

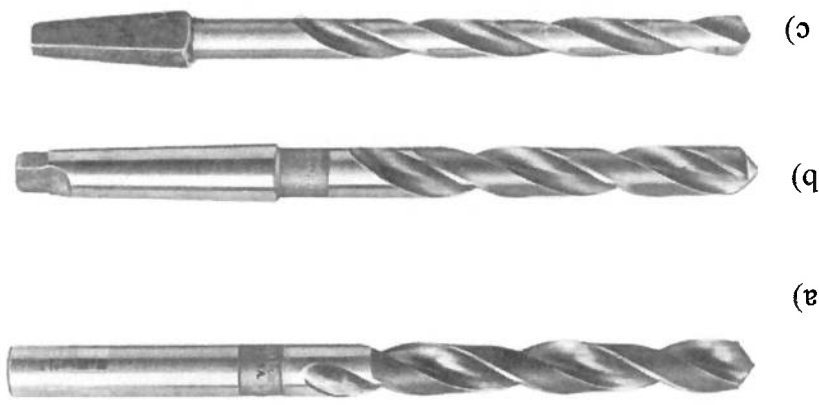
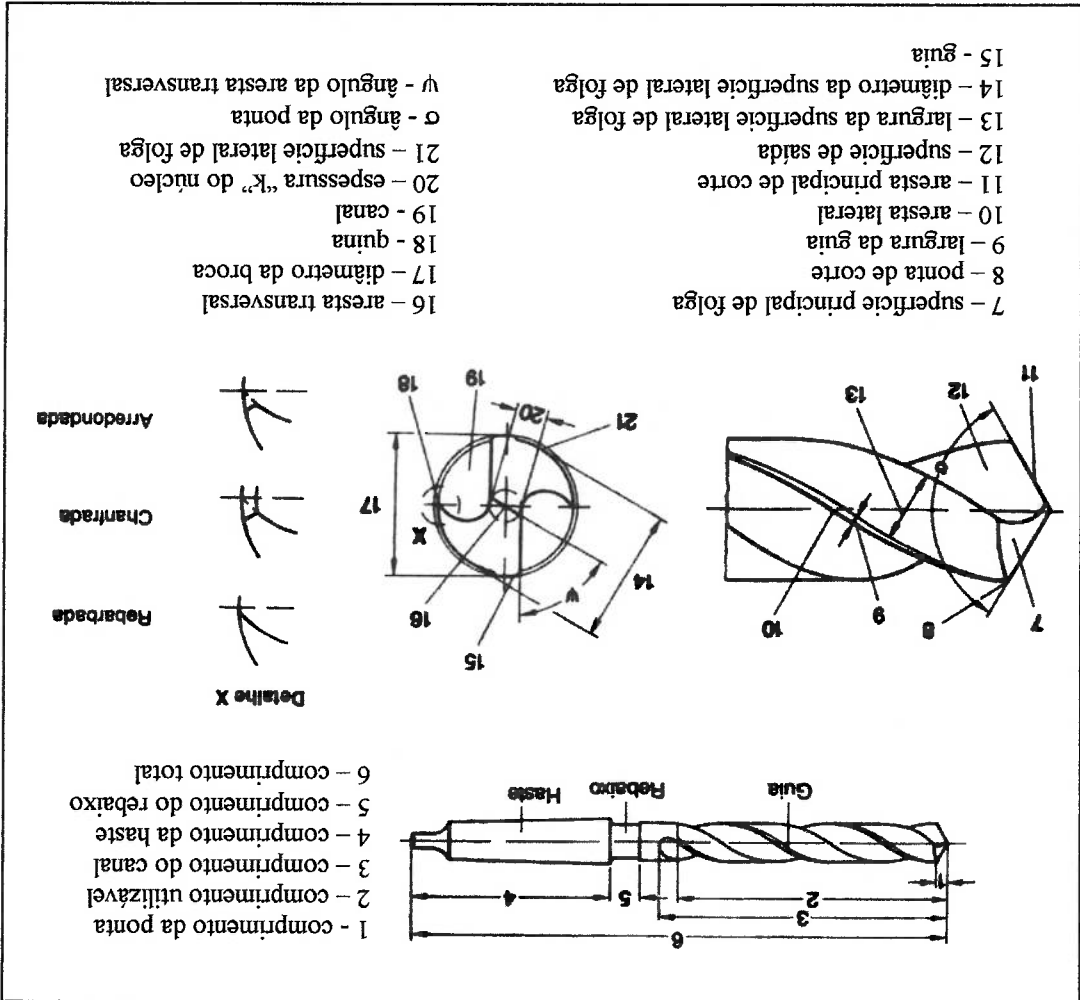


Figura 2.2 [8] – Partes comuns que compõem uma broca helicoidal



Dentre as diversas partes enumeradas na figura 2.2, pode-se comentar algumas, e dentre elas cita-se [2]:

a) Comprimento utilizável: corresponde ao máximo comprimento de furo que pode ser executado durante o processo de furção, pois após excedido este comprimento, a saída de cavaco é bloqueada e a broca pode se romper;

b) Aresta principal de corte: é responsável pelo contato direto com o material na interface de remoção do mesmo, fazendo com que haja separação do cavaco;

c) Superfície de saída: corresponde à superfície por onde o cavaco irá deslizar após a separação do material;

d) Guia: possui diâmetro maior que o diâmetro das paredes da broca, e tem duas funções básicas: a primeira como o próprio nome diz é servir de guia para a broca dentro do furo, e a segunda é evitar que toda a parede externa da broca sofra atrito com as paredes do furo, diminuindo assim os esforços necessários para a furção;

e) Canais: são responsáveis por conduzir o cavaco retirado do material para fora do furo;

f) Núcleo: parte interior da broca, é o principal fator para conferir rigidez à broca;

g) Diâmetro: é a medida entre as duas guias da broca, e tem normalmente tolerância dimensional h8;

O núcleo da broca é cônico, pelo motivo citado no item “f” anterior, e esta conicidade = 1,75:1000 [4], pode ser representada esquematicamente, conforme figura 2.3. Para efeitos de padronização, a dimensão do núcleo é medida na ponta da broca [9].

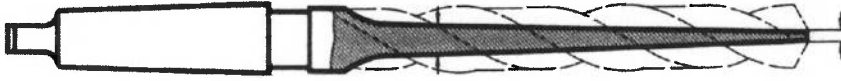


Figura 2.3 [10] – Núcleo cônico de uma broca helicoidal

O diâmetro externo da broca também é cônico, ou seja o diâmetro diminui no sentido da haste da broca, na faixa de 0.02mm até 0.08mm sobre 100mm de comprimento [9], visando diminuir o atrito da ferramenta com a parede do furo [5].

2.2 – Superfícies de uma broca helicoidal

A broca helicoidal é uma ferramenta de usinagem e como tal apresenta superfícies, arestas de corte e seus ângulos característicos, conforme apresentado na figura 2.2.

Superfícies de folga: são as superfícies que defrontam com as superfícies de corte [11], e conforme apresentado na figura 2.2, na broca helicoidal existem duas superfícies de folga, sendo uma principal e outra secundária também chamada de lateral.

Superfícies de saída: são as superfícies da cunha cortante, sobre as quais o cavaco se forma [11]. Estas superfícies são formadas pelos canais helicoidais, conforme ilustrado na figura 2.2.

2.3 – Arestas de uma broca helicoidal

Arestas principais de corte: são as arestas formadas pela interseção das superfícies principais de folga e de saída [1]. Na broca helicoidal geralmente existem duas arestas principais de corte.

Arestas secundárias de corte: também chamadas de arestas laterais, são as duas linhas helicoidais formadas pela interseção das guias com os canais helicoidais [1].

Arresta transversal de corte: é uma aresta particular das brocas que não existe nas demais ferramentas de usinagem. É formada pela interseção das duas superfícies principais de folga [1].

2.4 – Ângulos de uma broca helicoidal

Cada ângulo de uma broca helicoidal é definido com o auxílio de um sistema de referência, formado por três planos ortogonais entre si e passando por um ponto de referência da aresta cortante. Os três planos são denominados [1]:

- **plano de referência da broca:** é um plano que contém o eixo da broca e passa pelo ponto de referência da aresta principal de corte;
- **plano de corte da broca:** é um plano que contém a aresta principal de corte e é perpendicular ao plano de referência;
- **plano de medida da broca:** é um plano perpendicular aos planos de referência e de corte, passando pelo ponto de referência da aresta principal de corte.

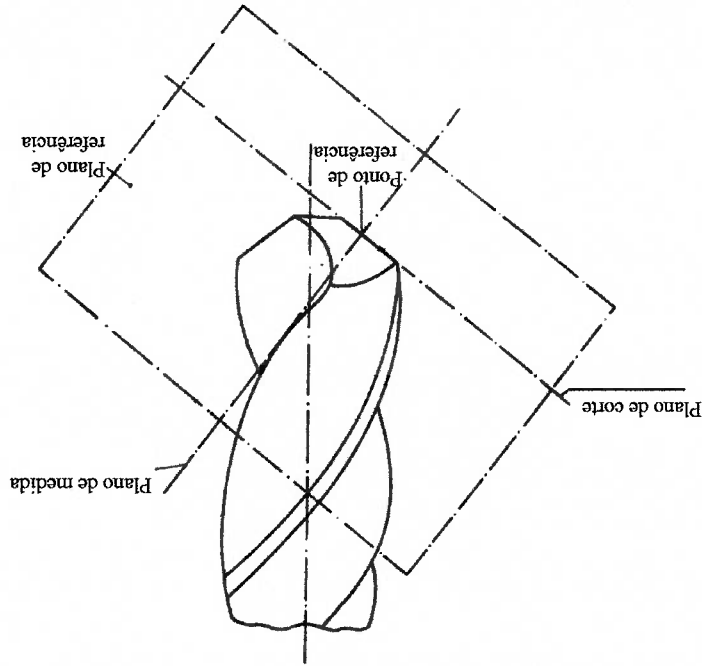


Figura 2.4 [12] – Planos utilizados no sistema de referência para medição dos ângulos de uma broca helicoidal

Existem também os planos do sistema efetivo de referência da broca [1]:

- **plano efetivo de referência da broca:** é um plano que passa pelo ponto de referência da aresta principal de corte e é perpendicular à direção efetiva de corte;
- **plano efetivo de corte da broca:** é um plano que contém a aresta principal de corte e é perpendicular ao plano efetivo de referência;
- **plano efetivo de medida:** é um plano perpendicular aos planos efetivos de referência e de corte, passando pelo ponto de referência da aresta principal de corte.

Cita-se também os planos de trabalho [1]:

- **plano de trabalho no sistema efetivo de referência:** é o plano que contém as direções de corte e de avanço, passando pelo ponto de referência;
- **plano de trabalho no sistema de referência da broca:** é o plano que passa pelo ponto de referência da aresta principal de corte, paralelo ao eixo da broca e perpendicular ao plano de referência desta.

2.4.1 – Ângulos medidos no plano de medida

2.4.1.1 - Ângulo de folga “ α ”

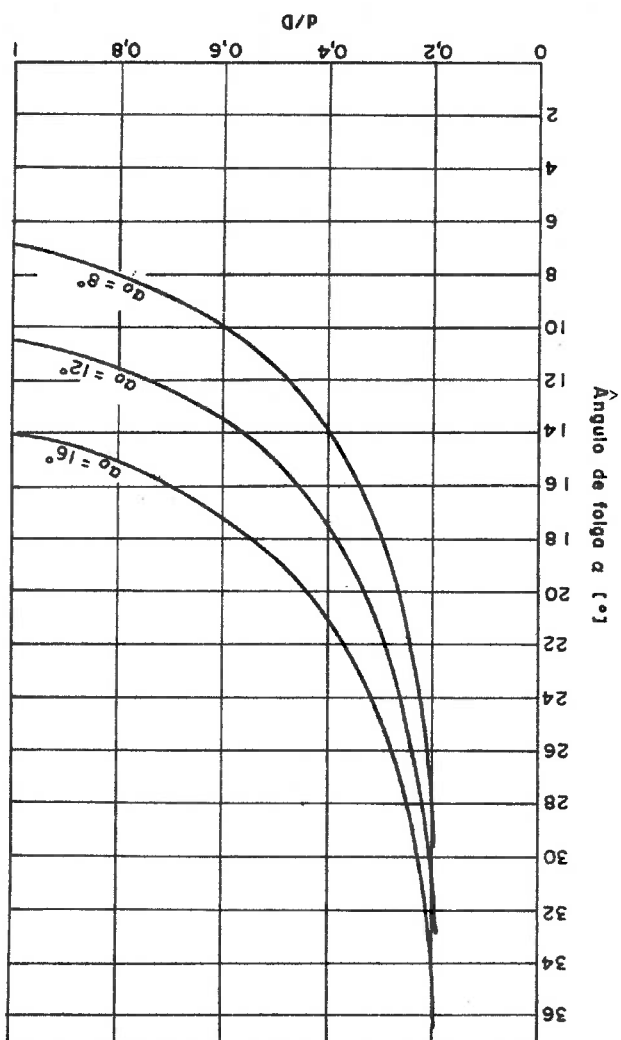
O ângulo de folga é um ângulo característico de todas as ferramentas de usinagem, com a função de reduzir o atrito entre a superfície de folga da ferramenta e a superfície gerada na peça.

Ele é o ângulo formado pela superfície de folga e o plano de corte. É positivo, quando a reta de intersecção dos planos de corte e de medida for externa à cunha da ferramenta. Dependendo do sistema de referência, tem-se o ângulo de folga da broca “ α ”, ângulo efetivo de folga “ α_e ”, ou ângulo lateral de folga “ α_0 ” ou “ α^* ”.

O ângulo de saída é formado pela superfície de saída e o plano de referência. É positivo, quando a reta de intersecção dos planos de referência e de medida for

2.4.1.2 - Ângulo de saída “ γ ”

Figura 2.5 [13] – Variação do ângulo de folga principal ao longo de uma aresta principal de corte, com ângulo de ponta = 118°



Nas brocas helicoidais, este ângulo varia ao longo da aresta principal de corte, como pode ser observado na figura 2.5.

externa à cunha da ferramenta. Dependendo do sistema de referência, tem-se o ângulo de saída da broca “ γ_e ”, ou o ângulo efetivo de saída “ γ_e' ”:

O ângulo de saída de uma ferramenta de usinagem desempenha uma função decisiva na formação do cavaco, e pode ser relacionado diretamente com a força de usinagem [1]. Este ângulo varia ao longo da aresta principal de uma broca, e diversos pesquisadores desenvolveram expressões que possibilitam seu cálculo em qualquer ponto da aresta principal de corte, e dentre eles cita-se [apud 1]:

- Kronenberg, em 1963, apresentou e discutiu quatro definições diferentes do ângulo de saída e deduziu as expressões matemáticas que as relacionam [apud 1];
- Oxford, em 1955, apresentou o conceito de um ângulo de saída medido na direção de escoamento do cavaco [apud 1];
- Galloway, em 1957, foi o primeiro autor a estabelecer relações geométricas nas brocas através de cálculo vetorial [apud 1];

DAAR [1], também desenvolveu um modelo matemático para cálculo do ângulo de saída em qualquer ponto da aresta principal de corte da broca através do cálculo vetorial.

A figura 2.6, mostra a variação do ângulo de saída ao longo da aresta principal de corte.

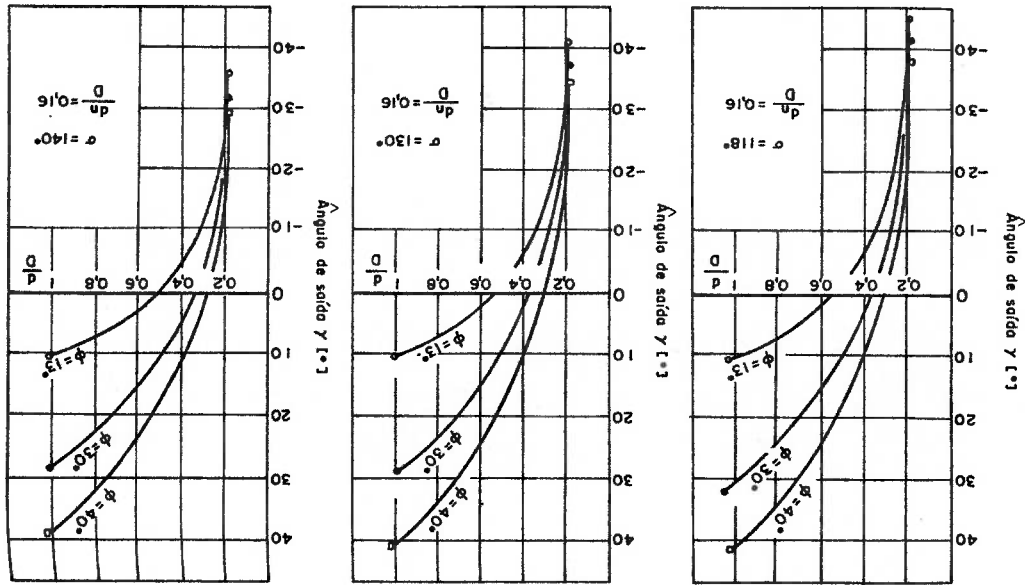


Figura 2.6 [13] – Variação do ângulo de saída ao longo da aresta principal de corte para diferentes valores do ângulo de ponta e de hélice

2.4.1.3 - Ângulo de cunha "β"

O ângulo de cunha é formado pelas superfícies de folga e de saída. Das definições anteriores decorre que:

$$\alpha + \beta + \gamma = 90^\circ$$

Eq. 2.1

$$\alpha_e + \beta + \gamma_e \neq 90^\circ$$

Eq. 2.2

Analogamente aos ângulos de saída "γ", e de folga "α", o ângulo de cunha varia ao longo da aresta principal de corte. Esta variação pode ser observada na figura 2.7 e a variação da cunha cortante na figura 2.8.

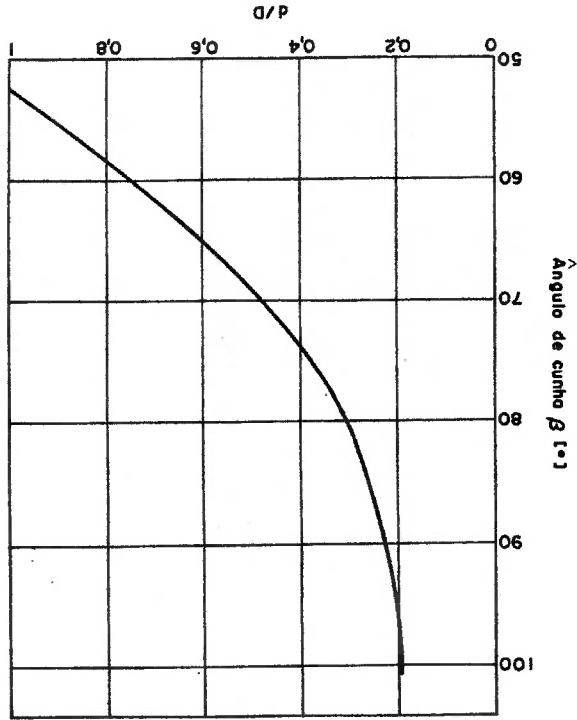


Figura 2.7 [13] - Variação do ângulo de cunha, ao longo de uma aresta principal de corte, com $\sigma=18^\circ$, $\phi=30^\circ$ e $\alpha_0=8^\circ$

Eq. 2.3

$$\alpha_x + \beta_x + \gamma_x = 90^\circ$$

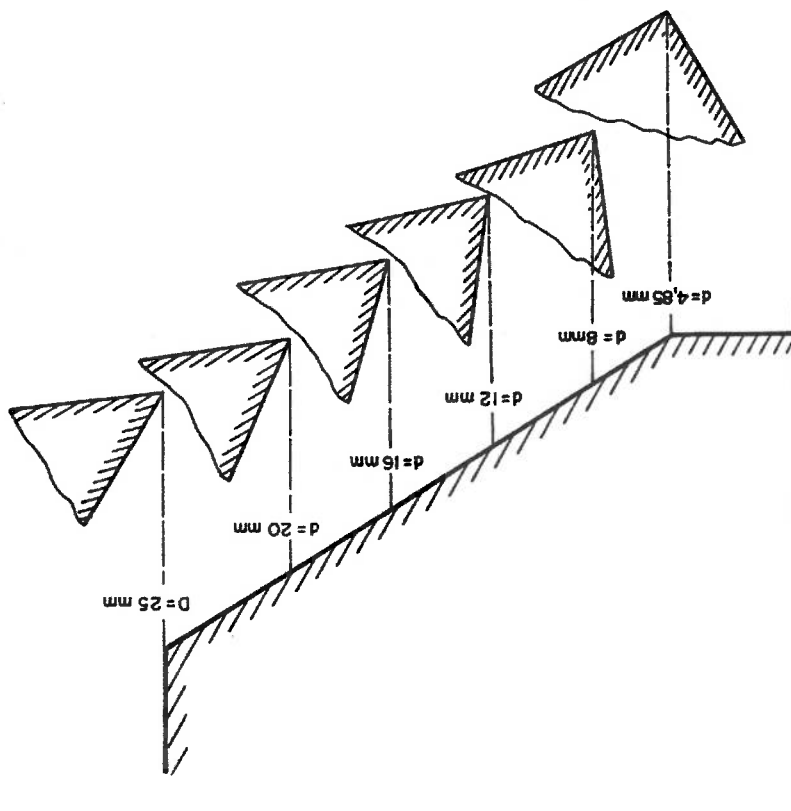
- lateral de saída " γ_x ";
- lateral de cunha " β_x ";
- lateral de folga " α_x ";

de trabalho os ângulos:

Analogamente aos ângulos medidos no plano de medida, definem-se no plano

2.4.2 – Ângulos medidos no plano de trabalho

Figura 2.8 [1] – Variação da cunha cortante ao longo da aresta principal de corte, com $\sigma=118^\circ$, $\phi=30^\circ$, $\alpha_0=8^\circ$ e $D=25\text{mm}$



2.4.4 – Ângulo de ponta “σ”

O ângulo de ponta corresponde à abertura da superfície cônica gerada pela broca na peça usinada.

2.4.5 – Ângulo de posição “κ”

O ângulo de posição é formado entre o plano de corte e o plano de trabalho da broca, medido no plano de referência. Pode também ser representado pela letra grega “χ”. No caso de uma arfagação simétrica da ponta da broca, tem-se:

$$\kappa = \frac{\sigma}{2}$$

Eq. 2.4

2.4.6 – Ângulo de inclinação “λ”

O ângulo de inclinação é formado entre a aresta principal de corte e o plano de referência, medido no plano de corte, e este varia ao longo da aresta principal de corte, conforme figura 2.10.

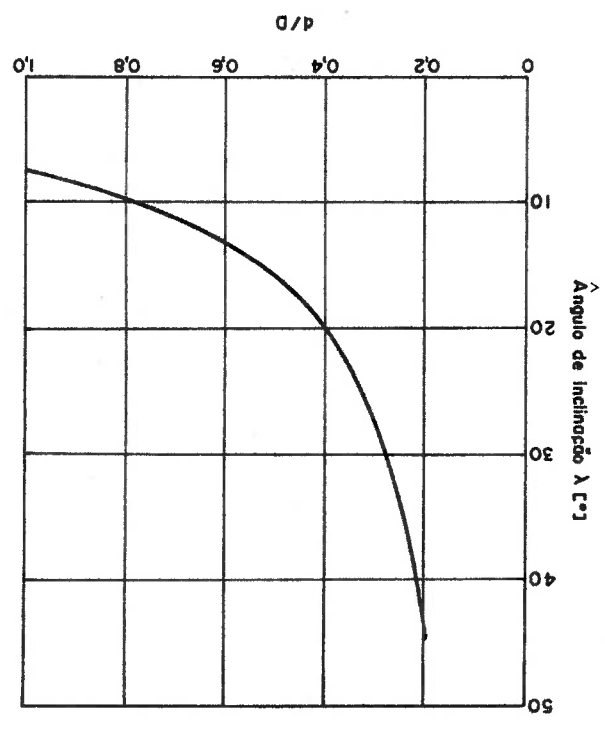
O ângulo de hélice é o ângulo entre a estria helicoidal e a direção do eixo da broca. Coincide com o ângulo lateral de saída “ γ_x ”, quando o ponto de referência for a ponta da aresta cortante. Ele pode ser classificado como [14]:

- Tipo W (do alemão Weich = mole), em geral 40°: passo curto, recomendada para materiais que formam cavacos longos, como ligas de alumínio;



2.4.7 - Ângulo de hélice “ ϕ ”

Figura 2.10 [1] – Variação do ângulo de inclinação, ao longo da aresta principal de corte, com $\sigma=18^\circ$ e $\tau_0=0,16$ (τ = raio do núcleo / dist. do centro até um ponto na aresta principal de corte)



- Tipo N (do alemão Normal, semelhante ao português), em geral 30°: passo normal, recomendada para materiais mais comuns, como aços, ferros fundidos;



Figura 2.12 [15] – Broca tipo N

- Tipo H (do alemão Hart = duro), em geral 15°: passo longo, recomendada para materiais que formam cavacos curtos, tais como bronze.



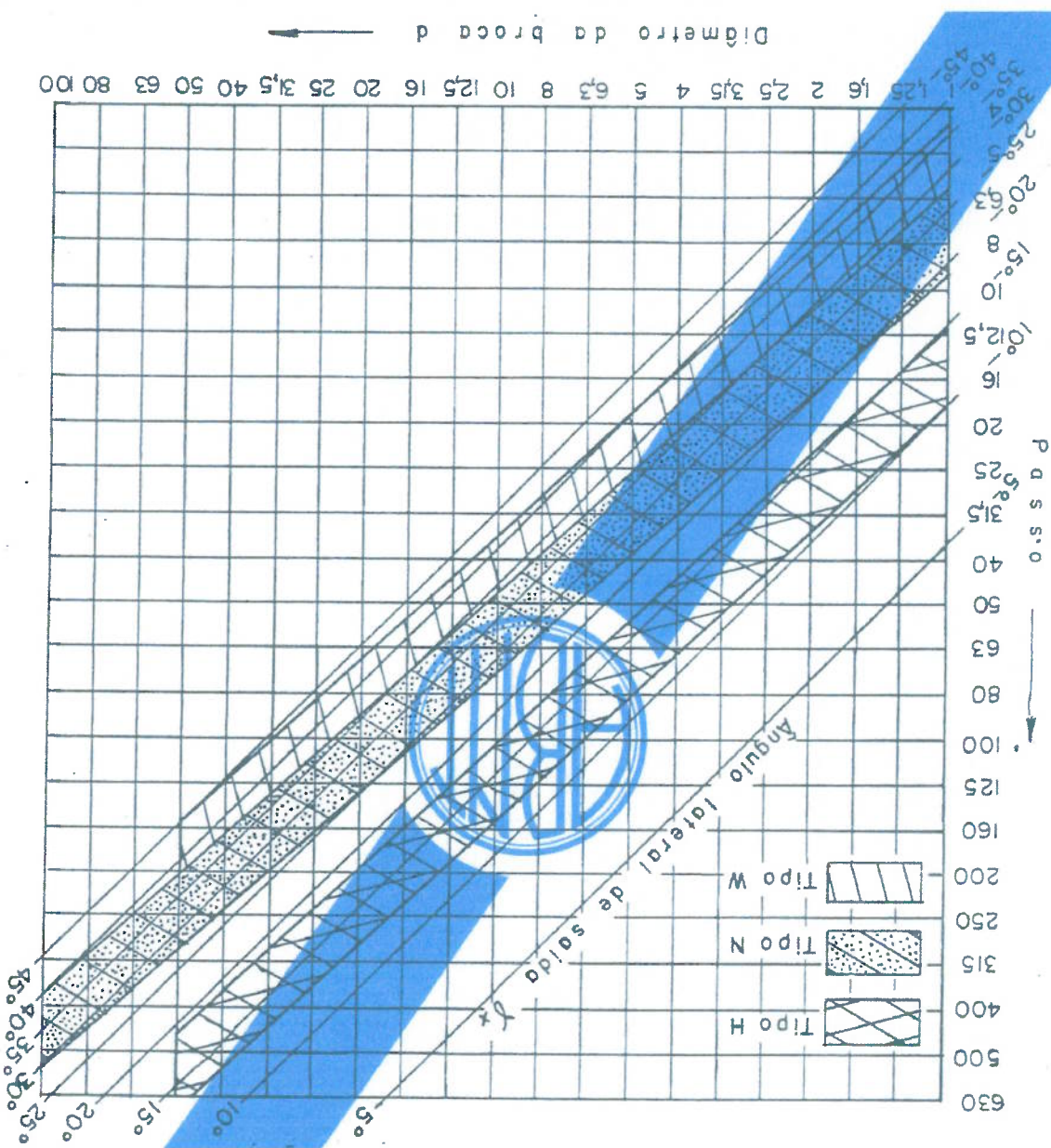
Figura 2.13 [15] – Broca tipo H

A norma ABNT NBR 7432 [9], indica na figura 2.14, a variação do passo de hélice em função do diâmetro da broca.

O ângulo da aresta transversal de corte é o ângulo agudo entre a aresta transversal de corte e a projeção da aresta principal de corte sobre um plano perpendicular ao eixo da broca, contendo a aresta transversal de corte.

2.4.8 - Ângulo da aresta transversal de corte "ψ"

Figura 2.14 [9] - Variação do ângulo de hélice em função do diâmetro da broca



Os ângulos de hélice, de ponta e da aresta transversal de corte, podem ser

encontrados na figura 2.15.

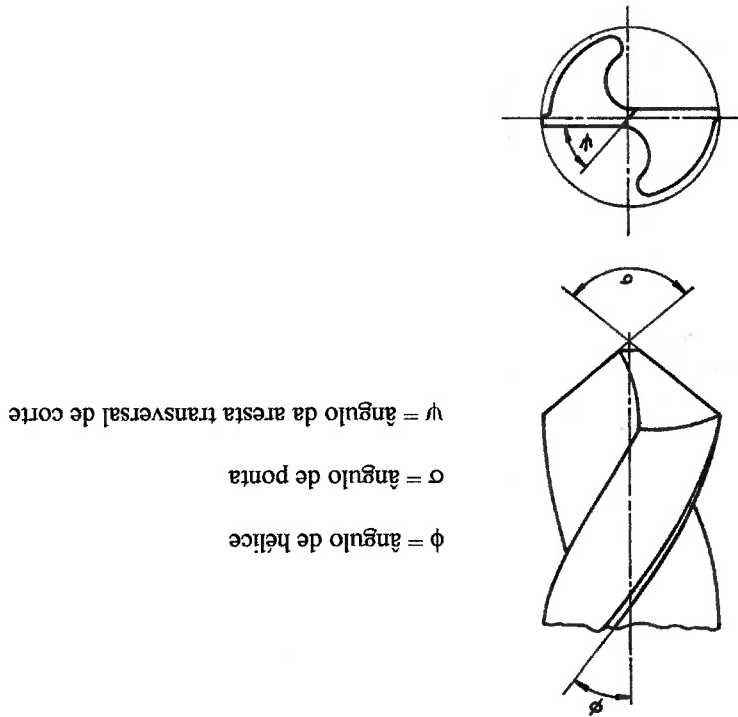


Figura 2.15 [1] – Ângulo de hélice, de ponta e da aresta transversal de corte

2.5 – Principais tipos de afiação

O processo de furação passou por uma evolução diferenciada com relação aos outros processos de usinagem, pois enquanto os outros processos evoluíram para a utilização de metal duro, conseguindo assim, aumentos significativos de produtividade, decorrente da elevação da faixa de velocidade de corte, o processo de furação evoluiu através da geometria das brocas [16], devido a uma das grandes vantagens de sua utilização, que é a facilidade em alterar sua geometria, para melhorar as condições de corte de determinados materiais.

Uma afiação ideal deve satisfazer as seguintes condições [13]:

- originar uma força de avanço pequena;
- originar um momento de torção pequeno;

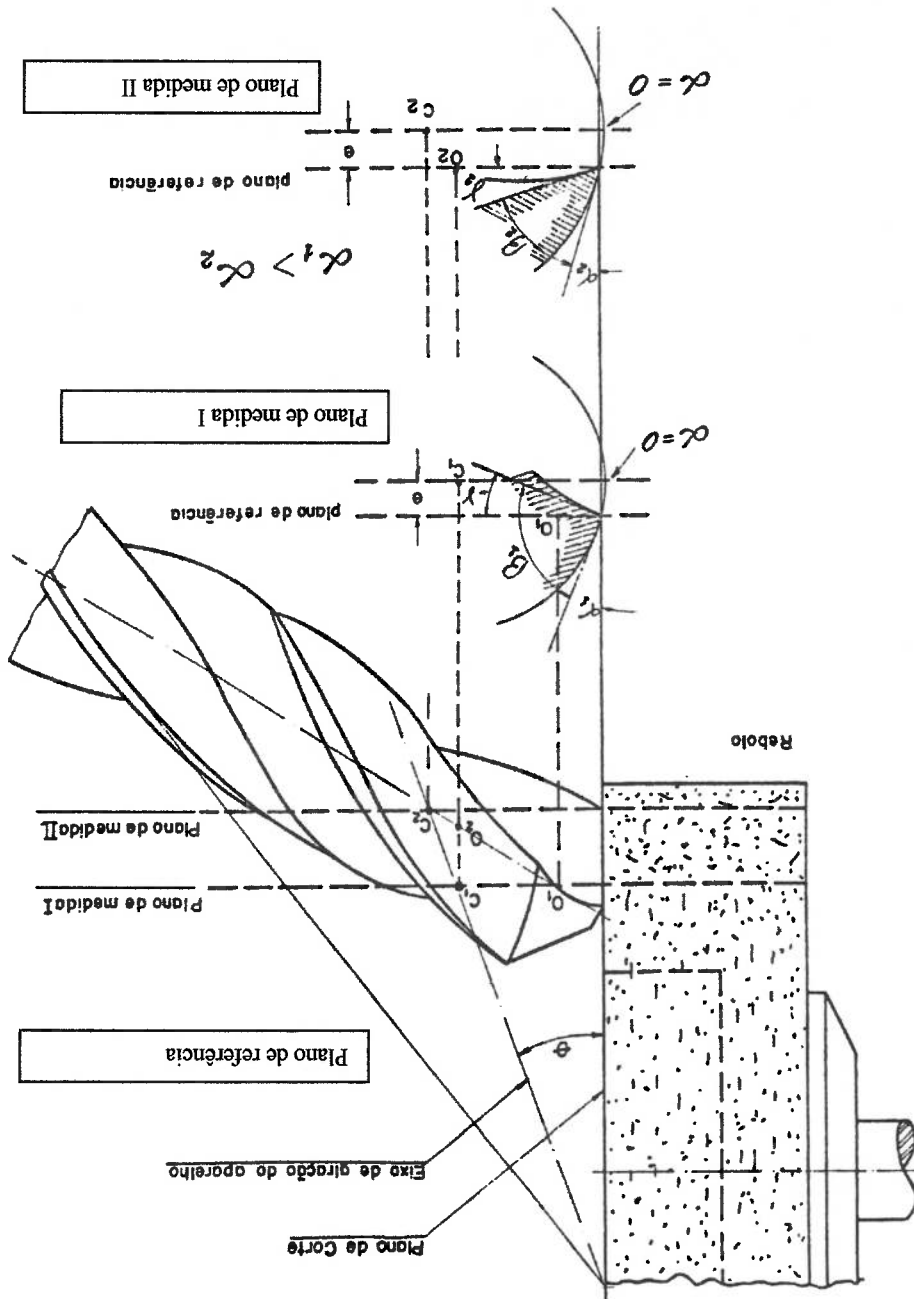
É evidente que qualquer afiação “real” deve sacrificar algumas das condições acima em benefício de outras, sendo que a afiação em cone de revolução, ou simplesmente afiação cônica satisfaz a maioria das condições anteriores, e apesar de ser a mais antiga, ainda é a mais difundida [13].

Na afiação cônica, a broca é colocada frente ao rebolo, de maneira que seu eixo geométrico forme um ângulo igual à metade do ângulo de ponta desejado com a face do rebolo. Uma vez encostada uma das arestas cortantes da broca na face do rebolo, esta gira em torno de um eixo, denominado eixo de rotação do aparelho. Para que o ângulo de folga seja positivo em qualquer diâmetro da broca, é necessário que este eixo não seja coplanar com o da broca, caso contrário teríamos $\alpha=0$, pois a curva obtida no plano de medida, pela interseção da superfície de folga (obtida nesta afiação) com este plano, seria uma circunferência cujo centro estaria no eixo da broca. É necessário portanto que exista uma distância “e” (figura 2.16) entre o plano de medida II, correspondentes a dois diâmetros da broca. Quanto maior o valor de “e”, maior será o ângulo α . As máquinas de afiação cônica geralmente tem um excêntrico no eixo de rotação, que permite variar a distância “e”, e este é o mecanismo das máquinas utilizadas na fabricação das brocas atualmente.

- produzir furos com alargamento mínimo;
- produzir furos com bom acabamento superficial;
- ser aplicável na furagem de todos os materiais;
- deve ter uma vida longa;
- deve ser afiado numa única fixação na máquina;
- deve permitir a afiação manual;
- o custo de afiação deve ser pequeno.

A referência [17] cita vários tipos de afiações especiais desenvolvidos pela empresa, sendo que 5 deles coincidem com a norma ABNT TB-111 [8], conforme figura 2.17.

Figura 2.16 [13] – Princípio de afiação de uma broca helicoidal por cone de revolução

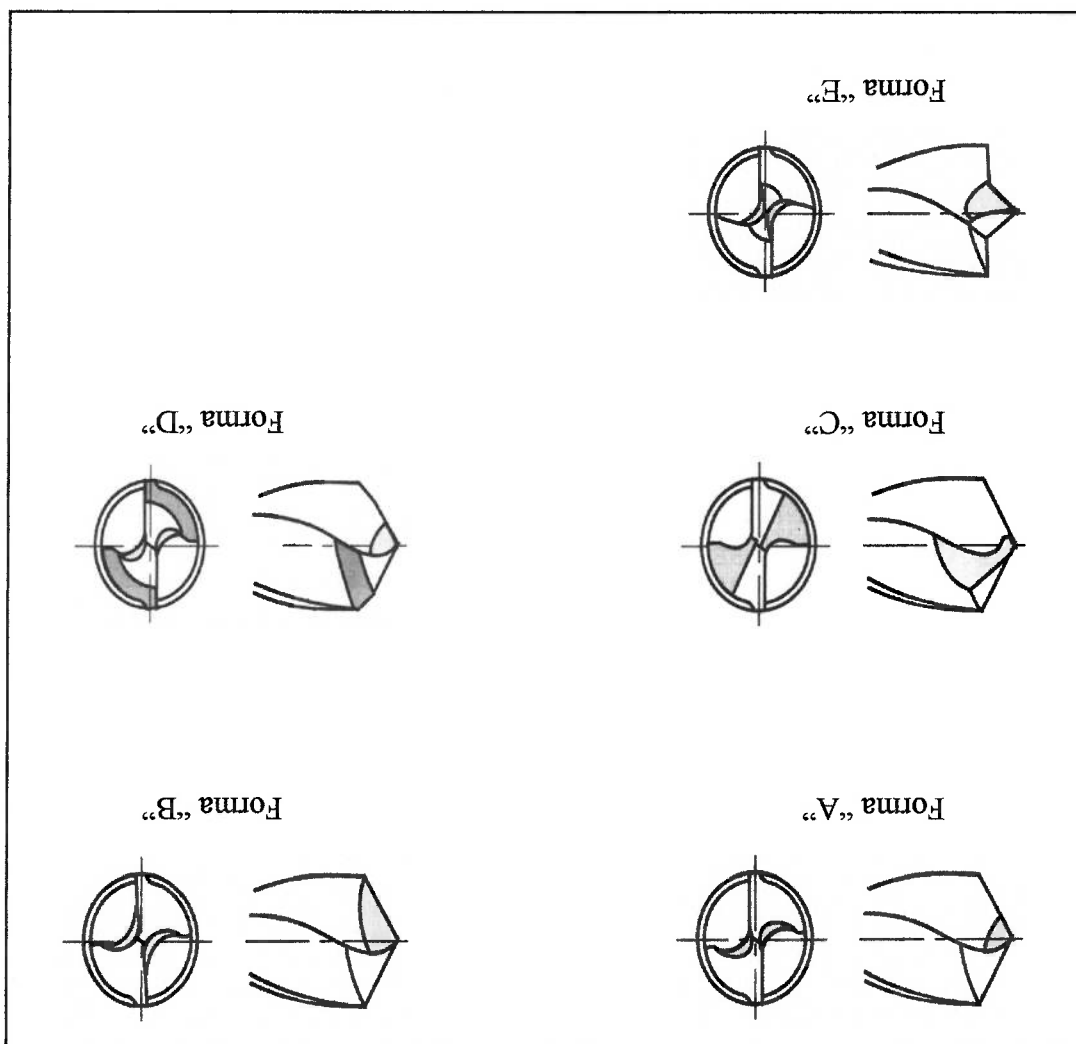


Na afiação de “forma C”, também chamada de cruzada, um plano inclinado nas superfícies de incidência (flancos) é retificado, eliminando parcial ou totalmente a aresta transversal. Em lugar desta, se formam duas novas arestas que formam um

transversal de corte, com correção do ângulo de saída da aresta principal de corte [13].
 Na afiação de “forma B”, também ocorre o chanframento da aresta de uma broca com afiação cônica é devida à aresta transversal de corte [13].

Na afiação de “forma A”, ocorre o chanframento da aresta transversal de corte, e este tipo visa reduzir a força de avanço da broca, ao diminuir o comprimento da aresta transversal de corte, sendo que aproximadamente 50% da força de avanço

Figura 2.17 [17] – Afiações especiais, segundo a norma ABNT TB-111



ângulo menor do que 90° com o eixo principal, provocando um efeito centrante na broca [11]. Com a diminuição da aresta transversal de corte, a resistência ao corte que é bastante alta no centro da broca de afiação cônica, também é diminuída e ocorre a eliminação da possibilidade da formação do “fio recrescido de corte” [18]. Este tipo de afiação oferece vantagens na execução de furos profundos e na furação de materiais duros, com resistência superior a 80kg/mm² [13].

Na afiação de “forma D” (afiação de ponta secundária), além da ponta principal, retifica-se uma segunda ponta, com um ângulo menor, sendo aplicada principalmente na furação de ferro fundido cinzento [14]. O objetivo desta afiação é aumentar o comprimento das arestas principais de corte na região onde a velocidade de corte é máxima, reduzindo o perigo de sobre-aquecimento e aumentando a vida da broca [13].

A afiação de “forma E”, com ponta de centragem, é utilizada na furação de chapas. As principais vantagens deste tipo de afiação, com relação à afiação cônica são [14]:

- menor custo de usinagem (comprimentos de entrada e saída da ferramenta pequenos), reduzindo significativamente os tempos de furação em chapas (figura 2.18);
- evita o “enganchamento” da broca na chapa no momento da furação;
- pouca ou nenhuma rebarba na saída da chapa;
- melhor localização do centro do furo;
- melhor acabamento superficial da parede do furo e aumento de 8 a 10% na capacidade de corte [13].

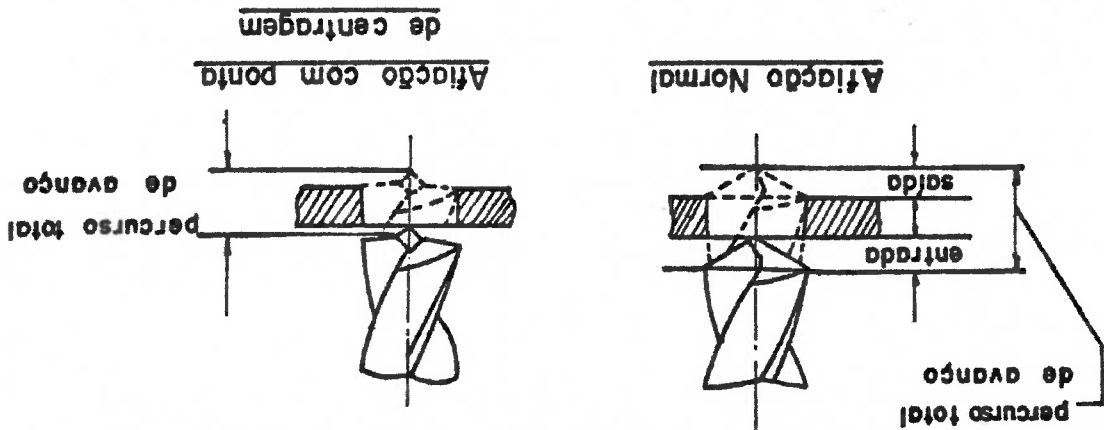


Figura 2.18 [13] – Comparação da distância percorrida entre a afiação cônica e a com ponta de centragem na furação de chapas

A afiação do “tipo Oliver” (figura 2.19), permite reduções consideráveis tanto no momento torção como da força de avanço [13]. A superfície de folga recebe uma afiação especial, formando uma ponta de centragem.

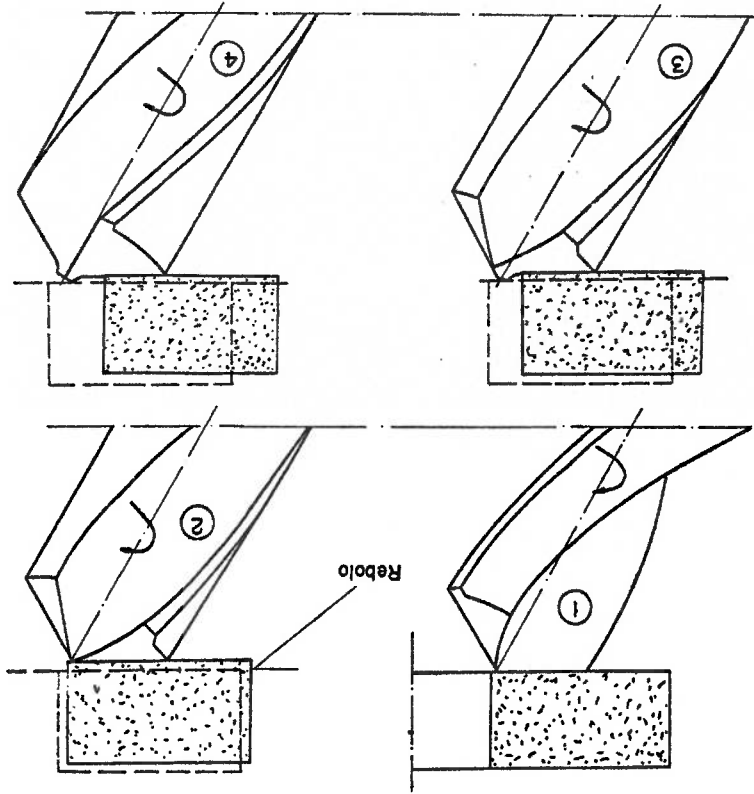


Figura 2.19 [13] – Sequência de afiação tipo “Oliver”

A afiação em "ponta espiral" (figura 2.20) foi publicada em 1957, e o fabricante citou as seguintes vantagens [13]:

- melhor centragem da broca, principalmente no início de corte;
- melhor precisão dos furos (figura 2.21);
- os furos obtidos possuem maior circularidade;
- redução da força de avanço em até 34% em relação à afiação cônica comum;
- evita a extrusão do material pela aresta transversal de corte;
- o desgaste da broca é menor, devido ao menor desenvolvimento de calor;
- a broca é afiada em uma única fixação na máquina.

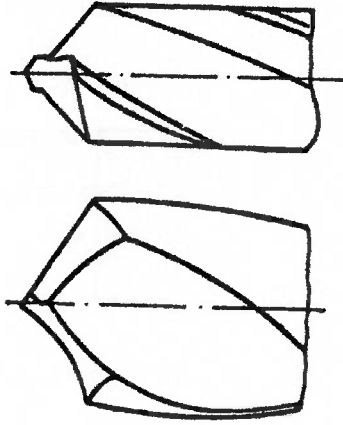


Figura 2.20 [13] – Afiação em ponta espiral

A afiação "Shirov" (figura 2.22) é uma variante da afiação cruzada, tendo a aresta transversal totalmente removida, e gerando duas novas arestas. Em alguns casos consegue-se um aumento de até 100% no avanço [13].

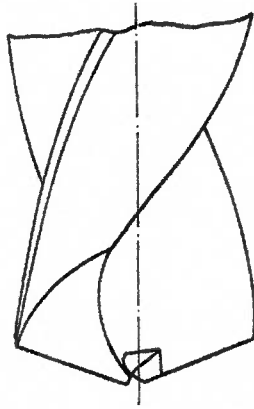
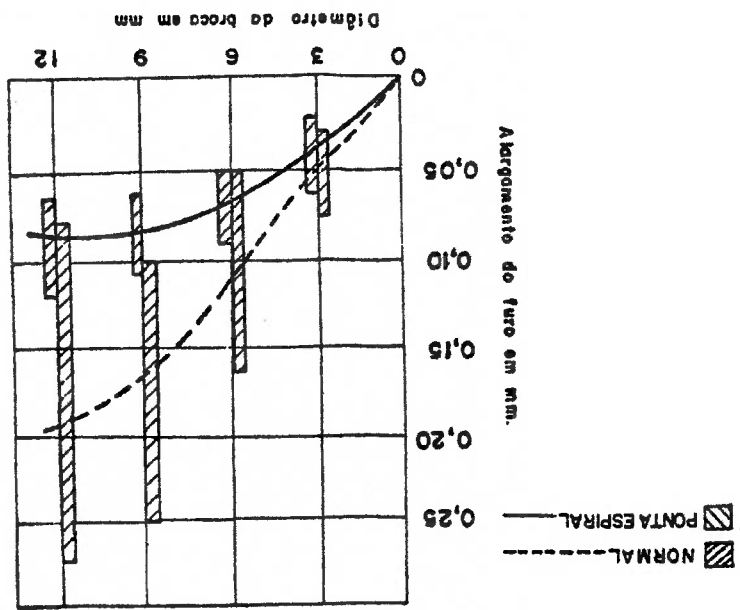


Figura 2.22 [13] – Afiação tipo "Shirov"

Figura 2.21 [13] – Comparação do alargamento dos furos entre as afiações do tipo cônica e tipo espiral



A afiação do tipo Racon (Radused Conventional), apresentada na figura 2.23, produz menos carga por área, menos calor e o dissipa rapidamente. Pode-se trabalhar com avanços maiores e quando utilizadas em furos passantes estes ficam sem rebabas. A desvantagem deste tipo de afiação é que ela não é auto centrante, havendo a necessidade de se fazer um furo de centro [5].

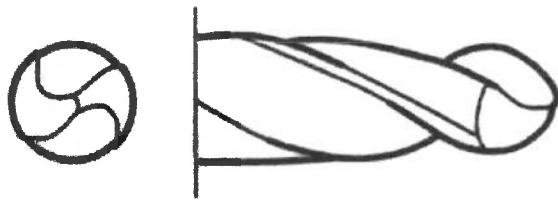


Figura 2.23 [7] - Afiação tipo Racon

Chega-se a conclusão de que a broca helicoidal com afiação cônica possui inúmeras desvantagens, porém quando se leva em consideração as características que uma afiação ideal deve apresentar (descrita no início do capítulo), esta ainda apresenta vantagens sobre as demais.

KO [18], cita um novo tipo de afiação que assemelha-se ao “tipo C” ou “cruzada”, com ângulo de ponta e diâmetro do núcleo maiores do que as brocas helicoidais convencionais. Os resultados observados pelo mesmo autor, após ensaios em diversos materiais, mostraram que foi possível aumentar o avanço, em relação ao processo com brocas helicoidais comuns, mantendo a mesma qualidade da superfície do furo, porém com a vantagem de que se formaram rebabas bem menores e alguns furos ficaram praticamente isentos destas.

Os fabricantes, atualmente, possuem um grande “know-how” quanto às vantagens e desvantagens do que cada mudança na geometria da broca pode ocasionar no processo de furação, apresentando inúmeros tipos de afiações especiais, que conciliado com revestimentos e/ou materiais específicos aumentam a produtividade do processo para cada aplicação, sendo possível inclusive encomendar uma broca específica, desde que o investimento seja viável.

2.6 - Brocas helicoidais especiais

Conforme comentado no item anterior, podem ser produzidas brocas especiais para cada situação, como por exemplo a broca escalonada múltipla, ilustrada na figura 2.24, sendo normalizada pela NBR 13105 [19].

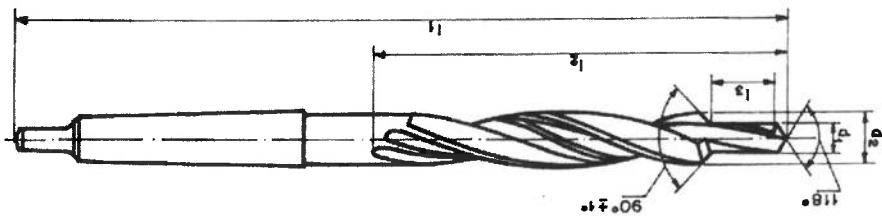


Figura 2.24 [19] – Broca escalonada múltipla

A referência [10], também cita a broca escalonada múltipla e seus respectivos furos, conforme figura 2.25. Este tipo de broca é essencial na produtividade de grandes lotes, quando o furo a ser executado possui características geométricas próximas da apresentada na figura 2.25, pois com uma broca normal ou escareadores executando o furo, seriam necessárias várias ferramentas, aumentando o custo da operação.

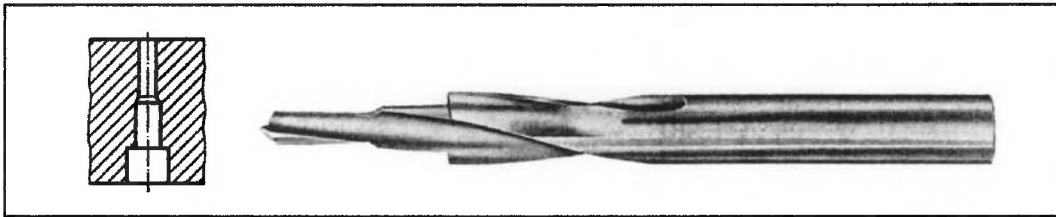


Figura 2.25 [10] – Broca escalonada múltipla e seu respectivo furo

3. O PROCESSO DE FURAÇÃO

3.1 - Generalidades

Utiliza-se o processo de furação para a obtenção de uma superfície circular interna, e para que isto ocorra, a peça ou a broca gira, e simultaneamente a ferramenta ou a peça desloca-se segundo uma trajetória retilínea coincidente ou paralela com o eixo principal de rotação da máquina. Na figura 3.1, pode-se observar o movimento de corte, o movimento de avanço e o movimento efetivo de corte, no processo de furação.

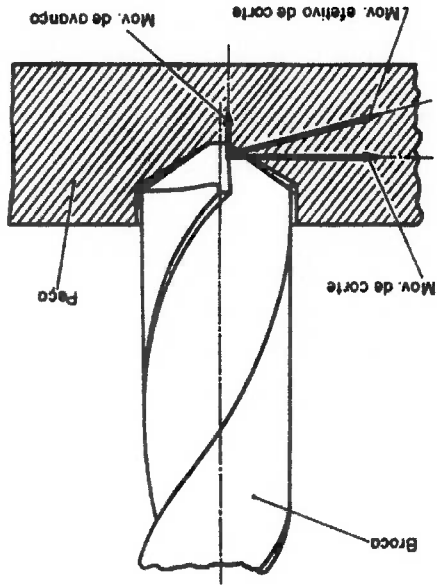


Figura 3.1 [11] – Movimentos de corte, avanço e efetivo de corte no processo de furação

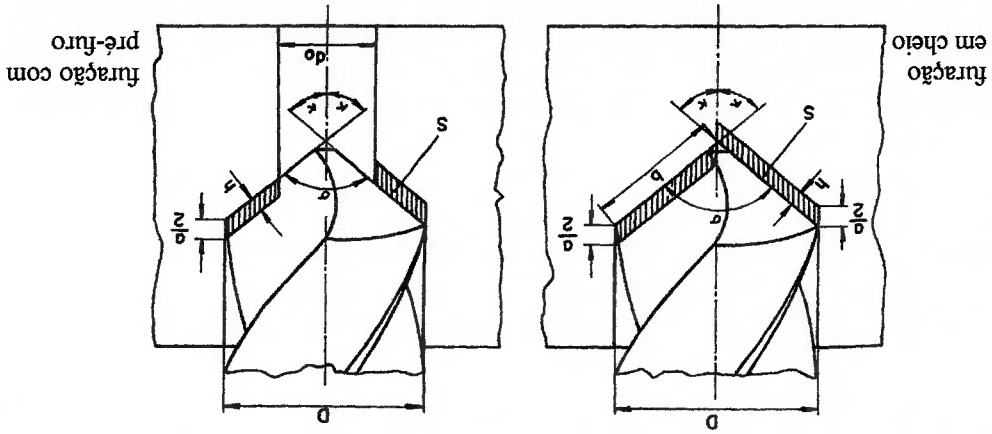


Figura 3.2 [1] – Grandezas de corte envolvidas no processo de furação

A figura 3.2 mostra as grandezas de corte envolvidas no processo de furação, e dentre elas cita-se:

O **avanço por volta "a"** é o percurso de avanço por volta da broca. A maioria das brocas helicoidais possuem 2 arestas cortantes, portanto o avanço em cada uma é igual ao avanço por volta dividido por 2 ou pelo número de arestas cortantes. A **profundidade de corte "p"** é a grandeza de corte medida numa direção perpendicular ao plano de trabalho.

$$\text{Eq. 3.1} \quad p = \frac{D}{2} \quad (\text{furação em cheio})$$

$$\text{Eq. 3.2} \quad p = \frac{D - d_0}{2} \quad (\text{furação com pré - furação})$$

A **largura de corte "b"** corresponde ao comprimento da aresta principal de corte.

$$\text{Eq. 3.3} \quad b \approx \frac{D}{2 \cdot \text{sen } \kappa} \quad (\text{furação em cheio})$$

$$\text{Eq. 3.4} \quad b \approx \frac{D - d_0}{2 \cdot \text{sen } \kappa} \quad (\text{furação com pré - furação})$$

A **espessura de corte "h"** é a espessura teórica do cavaco a ser retirado.

$$\text{Eq. 3.5} \quad h = \frac{a}{2} \cdot \text{sen } \kappa$$

O processo de furacão, diferencia-se bastante dos outros processos de usinagem, pois conforme descrito no capítulo anterior, os principais ângulos a serem considerados em uma ferramenta de usinagem são variáveis em cada ponto considerado da aresta principal de corte da broca, sendo que o ângulo de saída é negativo na aresta transversal, onde existe alta compressão. A velocidade de corte também não é constante, pois é igual a "zero" no centro da aresta transversal (centro da broca) e aumenta gradativamente até chegar no diâmetro máximo da broca (externo). A formação do cavaco é oculta e o espaço para a sua remoção é restrito aos canais da broca, fazendo com que o fluido de corte tenha uma importância fundamental na remoção dos cavacos, função considerada secundária nos demais processos de usinagem. Por estas razões foram desenvolvidos os diferentes tipos de atiações (apresentadas no capítulo anterior), e os demais fatores envolvidos no

onde:

n = rotação da broca ou da peça [rpm];

D = diâmetro da broca [mm];

$$V_c = \frac{\pi \cdot D \cdot n}{1000} \quad [m/min] \quad \text{Eq. 3.9}$$

3.9.

A velocidade de corte " V_c " é considerada máxima no ponto da aresta principal de corte mais distante do centro, e pode ser calculada conforme equação

$$S = \frac{(D - d_0) \cdot a}{4} \quad (\text{com pré-furação}) \quad \text{Eq. 3.8}$$

$$S = \frac{D \cdot a}{4} \quad (\text{furação em cheio}) \quad \text{Eq. 3.7}$$

$$S = b \cdot h \quad \text{Eq. 3.6}$$

retirado.

A área da seção de corte " S " é a área teórica da seção do cavaco a ser

processo também são muito estudados nos dias de hoje, como por exemplo material

da broca e estratégias do processo [3].

Espera-se durante o processo de furação, uma rugosidade superficial (Ra) entre 1.6 e 6.3µm, no campo usual de aplicação, e um campo de tolerância ISO entre IT10 e IT11 [7, 11], porém o avanço da broca e velocidade, tem pequena influência na qualidade do furo na maioria dos casos [20]. Quando necessita-se de um furo com qualidade superior à mencionada anteriormente, deve-se utilizar outra ferramenta, após o processo de furação, como um alargador ou brunidor.

O processo de furação pode ser dividido em 3 fases [3]:

- **fase inicial (o início e centralização):** é responsável pela exata posição do furo e pode também determinar a qualidade superficial deste. Quando o furo for iniciado sem a utilização de uma broca de centrar, a velocidade de avanço deve ser baixa, pois com seu aumento, os erros de posicionamento tendem a crescer, sendo aconselhável, iniciar com avanço pequeno e aumentar logo em seguida, já que o mesmo não causa mudanças significativas na qualidade do furo. Sem a utilização da broca de centrar, ganha-se tempo na usinagem da peça, concluindo-se desta forma que quanto à precisão de localização e qualidade do furo, podem ser utilizados altos avanços e velocidades, desde que o furo seja iniciado com um avanço pequeno. A precisão de localização do furo também é fortemente influenciada pela simetria da ponta da broca;
- **fase intermediária:** ocorre após ter sido iniciado o furo e a aresta principal de corte estar toda em contato com o material. Nesta fase observa-se que a geração do cavaco não é visível, e na ponta da broca ocorre a maior temperatura da ferramenta, fazendo com que o aço rápido mostre uma de suas principais desvantagens, pois não suporta altas velocidades de corte, devendo ocorrer a refrigeração para evitar o desgaste excessivo e possível colapso;
- **fase final:** em muitos casos é necessário que a broca atravesse a peça, e devido à deformação elástica acumulada do sistema (máquina-peça-ferramenta) ocorre um aumento na espessura não deformada do cavaco

nas arestas de corte, podendo sobrecarregá-las, resultando em desgaste excessivo e às vezes quebra da ferramenta.

Quando o comprimento da fase intermediária supera em 5 vezes o diâmetro da broca, fica caracterizada a furção profunda, sendo necessário interrupções no avanço durante o corte para a quebra do cavaco. Nesta situação, o início do processo ganha uma importância ainda maior, pois caso a broca inicie o furo deslocada de seu centro de rotação devido a um rápido avanço (por exemplo), a tendência da mesma será voltar à sua posição original, e quanto maior o comprimento a ser furado, maiores serão os danos causados por este erro.

Diversos pesquisadores desenvolveram modelos matemáticos que otimizam o processo de furção, e entre eles pode-se citar, LEH [21], que propõe um modelo matemático para a otimização do processo de furção, considerando os parâmetros do processo (diâmetro da broca, velocidade de corte e avanço), e a performance do processo (vida da ferramenta, taxa de remoção do material, força axial e torque), encontrando a relação entre ambos. COPPINI [22], através de um modelo matemático, encontrou a velocidade de corte econômica do processo, considerando para tal, todos os custos envolvidos.

Dependendo do diâmetro do furo a ser executado, furos pilotos podem ser feitos para aliviar os esforços da broca a ser utilizada para deixar o furo com a dimensão desejada. SHUNMUGAM [4], propôs um modelo baseado no custo de produção para o processo de furção, chegando à conclusão de que às vezes o custo da operação é menor utilizando-se de um furo piloto, pois quando se executa o furo em uma única vez, como por exemplo um furo de diâmetro 50mm, ganha-se em tempo de execução, porém a ferramenta degrada-se mais rapidamente, onerando o processo, já que o custo da ferramenta é proporcional ao seu diâmetro.

3.2 - Esforços no processo de furação

A figura 3.3, ilustra as forças de usinagem e suas projeções nos diversos

planos.

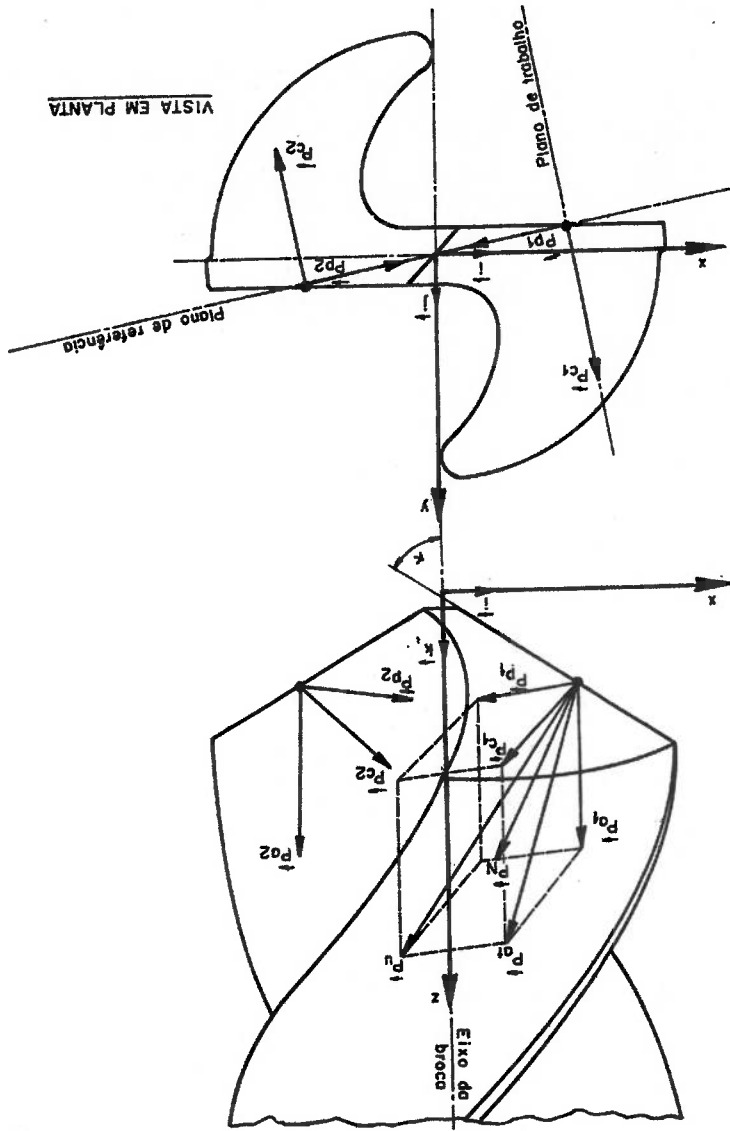


Fig. 3.3 [1] – Força total de usinagem e suas projeções nos diversos planos

A força de usinagem " P_u ": é a força total que atua sobre uma cunha cortante durante o processo de furação e a outras forças ilustradas na figura 3.3, são suas projeções no plano de trabalho e no plano efetivo de referência.

No plano de trabalho, estão contidas as forças de usinagem que contribuem para a potência de usinagem, e são elas:

- **força ativa "P_{at}"**: é a projeção da força de usinagem sobre o plano de trabalho;
- **força de corte "P_c"**: é a projeção da força de usinagem sobre a direção de corte;
- **força de avanço "P_a"**: é a projeção da força de usinagem sobre a direção de avanço;
- **força de apoio "P_{ap}"**: é a projeção da força de usinagem sobre uma direção perpendicular à direção de avanço, situada no plano de trabalho, e no caso, em especial das brocas helicoidais, esta coincide com a direção da força de corte, sendo igual à P_c;
- **força efetiva de corte "P_{ce}"**: é a projeção da força de usinagem sobre a direção efetiva de corte.

No plano de referência, estão contidas as projeções da força de usinagem que não contribuem com a potência de usinagem, e são elas:

- **força passiva "P_p"**: é a projeção da força de usinagem sobre uma direção perpendicular ao plano de trabalho, e também pode ser chamada de componente radial, devido à sua direção;
- **força de compressão "P_N"**: é a projeção da força de usinagem P_u sobre uma direção perpendicular à superfície de corte;

No processo de furagem ocorrem as seguintes resistências à penetração da broca [13]:

- a) resistência devido ao corte do material nas arestas principais de corte;
- b) resistência devido ao corte e esmagamento do material na aresta transversal de corte;
- c) resistência devido ao atrito das guias com a parede do furo e entre a superfície de saída da broca e o cavaco.

Provavelmente, se forem tomadas como exemplo 10 brocas de uma mesma construção geométrica e diâmetro, estas não apresentarão medidas iguais de diâmetro e nem tamanhos iguais de arestas principais de corte, conforme observações durante os ensaios de FURNESS [20], onde brocas de 5mm de diâmetro apresentaram diferenças de até 0.04mm. Portanto, não se espera durante o processo de furagem, que as brocas nas arestas de corte tenham a mesma intensidade, sendo que o material que muitas vezes não é perfeitamente homogêneo também pode desequilibrar as forças que teoricamente são iguais. As figuras 3.4 e 3.5, ilustram este desequilíbrio. Partindo destes fatos é conveniente que as brocas sempre sejam afiadas em máquinas/dispositivos, evitando afiações desiguais e a componente radial, melhorando assim a qualidade dos furos executados.

broca

Tabela 3.1 [13] - Participação percentual das diferentes resistências à penetração da

Força de avanço	39 - 59%	40 - 58%	2 - 5%
Momento de torção	77 - 90%	3 - 10%	3 - 13%
Arestas principais		Aresta transversal	Atritos

a, b, c = Contribuições das resistências citadas anteriormente;

Pa_i = Força de avanço total;

Mt_i = Momento de torção total;

onde:

$$Pa_i = Pa_a + Pa_b + Pa_c$$

Eq. 3.11 [13]

$$Mt_i = Mt_a + Mt_b + Mt_c$$

Eq. 3.10 [13]

de torção e força de avanço da broca respectivamente:

grandezas para um caso particular, e desta forma pode-se escrever para o momento A tabela 3.1 apresenta a participação percentual de cada uma destas

As distribuições assimétricas nas forças (apresentas nas figuras 3.4 e 3.5), quando ocorrem, causam excentricidade da broca com relação ao furo, resultando em um diâmetro maior do que o esperado.

Fig 3.5 [1] – Distribuição assimétrica das forças de avanço nas duas arestas principais de uma broca

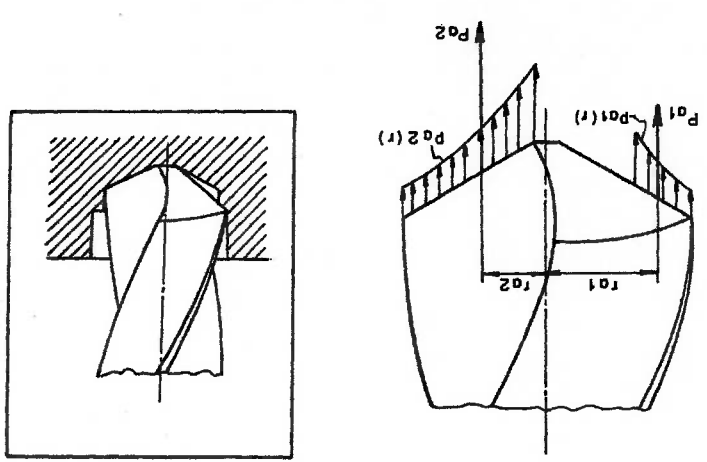
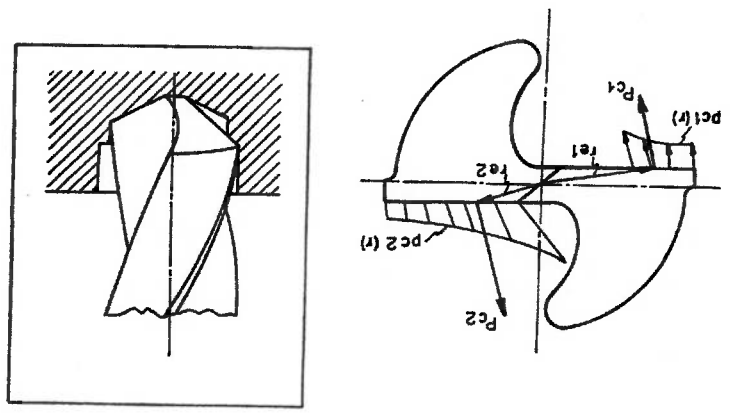


Fig 3.4 [1] – Distribuição assimétrica das forças de corte nas duas arestas principais de uma broca



3.2.1 - Fórmulas experimentais para determinação de esforços no processo de furacão

As fórmulas publicadas até hoje levam em conta 3 fatores principais que determinam os esforços na furacão, sendo eles:

- o diâmetro da broca;
- o avanço;
- o material furado.

Além destes fatores, outros podem influenciar os esforços resultantes do processo de furacão, como o ângulo de ponta, o ângulo de hélice, o estado de afiação, o refrigerante utilizado e o material da broca. Portanto, para que as fórmulas empíricas tenham uma aproximação satisfatória, os ensaios devem ser realizados em condições mais próximas possíveis às condições práticas de trabalho das brocas [1].

A força de corte em um processo de usinagem pode ser calculada por:

$$P_c = k_s \cdot S \quad \text{Eq. 3.12 [11]}$$

onde: k_s = pressão específica de corte;

S = área da secção de corte (eq. 3.6);

Kienzle, em 1951, através de ensaios de torneamento, observou que a equação 3.12 não era totalmente válida, pois através de experimentos notou que a pressão específica de corte aumentava com a diminuição do avanço de corte, formando uma curva, onde após a aplicação de logaritmos, se transformou em uma reta. Então, Kienzle desenvolveu um modelo bastante simples que permite calcular os esforços de usinagem em qualquer processo, considerando “h” ao invés do “a”.

Tem-se que:

$$k_s = \frac{h}{z} \quad \text{Eq. 3.13 [11]}$$

onde: k_{s1} = constante específica do metal para uma secção de corte de 1mm de espessura por 1mm de largura;
 z = coeficiente angular da reta de Kienzle.

Portanto:

$$P^c = k_s \cdot h \cdot b \quad \Rightarrow \quad P^c = k_{s1} \cdot h^{-z} \cdot b \quad [kgf] \quad \text{Eq. 3.14 [11]}$$

A potência de furação pode ser obtida por:

$$N = \frac{P^c \cdot V^c}{4500} \quad [CV] \quad \text{Eq. 3.15 [2]}$$

3.2.1.1 - Fórmula de Kienzle para determinação do momento de torção na furação em cheio

Considerando a equação 3.14, e que:

$$P^c = \frac{M_t \cdot z}{D} \quad \text{Eq. 3.16 [13]}$$

Kienzle chegou à seguinte equação:

$$M_t = P^c \cdot \frac{D}{z} \quad \Rightarrow \quad M_t = k_{s1} \cdot b \cdot h^{(1-z)} \cdot \frac{D}{z} \quad [kgf \cdot mm] \quad \text{Eq. 3.17 [13]}$$

Voltando a utilizar o "a" ao invés do "h":

$$M_t = k_{s1} \cdot \frac{D^z}{D^z} \cdot \frac{4 \cdot \text{sen } \kappa}{a} \cdot \left(\frac{z}{a} \cdot \text{sen } \kappa \right)^{1-z} \quad [kgf \cdot mm] \quad \text{Eq. 3.18 [13]}$$

3.2.1.2 - Fórmula de Kienzle para determinação do momento de torção na furção com pré-furação

$$M_t = k_{S1} \cdot \frac{D^2 - d_0^2}{2} \cdot \left(\frac{2}{a} \cdot \text{sen } \kappa_r \right)^{1-z} \cdot 4 \cdot \text{sen } \kappa_r \quad [kgf \cdot mm] \quad \text{Eq. 3.19 [13]}$$

onde:

D = diâmetro da broca [mm];

d_0 = diâmetro do pré-furo [mm];

a = avanço [mm/volta];

κ_r = ângulo de posição da aresta de corte = $\sigma/2$ [°];

$k_{S1, (1-z)}$ = constantes empíricas da equação de Kienzle, tabela 3.2;

Tabela 3.2 [13] – Constantes empíricas K_{SI} , ($I-z$) da fórmula de Kienzle, para cálculo do momento de torção em cheio com brocas helicoidais

Agos ABNT / ASM / ASTM / DIN	σ [kgf/mm ²]	k_{SI} (média) [kgf/mm ²]	k_{SI} (lim. sup. 95% de confiabilidade) [kgf/mm ²]	$I-z$
1085	88.5	245 ± 5	270	0.86 ± 0.04
1020	38.5	191 ± 7	234	0.77 ± 0.08
1065	83.2	200 ± 7	243	0.84 ± 0.07
1055	78.3	148 ± 2	160	0.77 ± 0.03
1025	45.0	158 ± 3	177	0.75 ± 0.04
52100	64.0	281 ± 6	313	0.77 ± 0.05
4320	64.9	154 ± 6	186	0.72 ± 0.07
A681-O1	74.4	240 ± 8	288	0.76 ± 0.08
9260	96.0	154 ± 11	220	0.68 ± 0.17
A681-S1	71.7	250 ± 8	300	0.81 ± 0.07
6F3	73.0	284 ± 7	326	0.87 ± 0.05
1.2721	82.6	347 ± 8	391	0.92 ± 0.05

3.2.1.3 - Fórmula de Kronenberg para determinação do momento de torção na furção em cheio

$$M_t = C_1 \cdot D^{x_1} \cdot a^{y_1} \quad [kgf \cdot mm] \quad \text{Eq. 3.20 [1]}$$

onde:

D = diâmetro da broca [mm];

a = avanço [mm/volta];

C_1 = constante do material da peça, tabela 3.3;

x_1, y_1 = expoentes experimentais, tabela 3.3;

Agos	ABNT / ASM / ASTM / DIN	σ_f [kgf/mm ²]	C_1 (média)	C_1 (lim. sup. 95% confiabilidade de)	x_1	y_1
1085		88.5	30.2 ± 0.5	33.2	2.05	0.86
1020		38.5	15.1 ± 0.4	17.6	2.22	0.76
1065		83.2	24.3 ± 0.9	29.6	2.05	0.83
1055		78.3	21.9 ± 0.3	23.6	2.01	0.77
1025		45.0	37.9 ± 0.6	41.4	1.87	0.77
52100		64.0	46.8 ± 0.9	52.0	1.97	0.77
4320		64.9	48.6 ± 1.2	55.6	1.77	0.72
A681-O1		74.4	26.2 ± 0.8	30.9	2.13	0.78
9260		96.0	10.9 ± 0.8	14.7	2.33	0.70
A681-S1		71.7	20.7 ± 0.6	23.8	2.20	0.81
6F3		73.0	29.8 ± 0.8	33.9	2.11	0.87
1.2721		82.6	62.1 ± 1.2	69.1	1.89	0.91

Tabela 3.3 [1] – Constantes empíricas C_1, x_1, y_1 da fórmula de Kronenberg, para cálculo do momento de torção na furção em cheio com brocas helicoidais

3.2.1.4 - Fórmula simplificada de Kronenberg para determinação do momento de torção na furção em cheio

$$M_t = C_2 \cdot D^{1.8} \cdot a^{0.8} \quad [kgf \cdot mm] \quad \text{Eq. 3.21 [1]}$$

onde:

D = diâmetro da broca [mm];

a = avanço [mm/volta];

C_2 = constante do material da peça, tabela 3.4;

Agos ABNT / ASM / ASTM / DIN	σ [kgf/mm ²]	C_2
1085	88.5	57.8 ± 1.5
1020	38.5	64.3 ± 3.2
1065	83.2	49.0 ± 0.4
1055	78.3	43.2 ± 0.6
1025	45.0	48.4 ± 0.6
52100	64.0	83.5 ± 1.5
4320	64.9	52.3 ± 1.3
A681-O1	74.4	81.0 ± 5.0
9260	96.0	66.5 ± 3.1
A681-S1	71.7	67.7 ± 1.2
6F3	73.0	65.8 ± 1.4
1.2721	82.6	67.5 ± 1.4

Tabela 3.4 [1] – Constante empírica C_2 da fórmula simplificada de Kronenberg, para cálculo do momento de torção na furção em cheio com brocas helicoidais

3.2.1.5 - Fórmula de H. Daar para determinação do momento de torção na furtação com pré-furação

$$M_t = C_3 \cdot d^{1-z_3} D^{3-x_3} (D^{x_3} - d^0)^{x_3} \quad [\text{kgf} \cdot \text{mm}] \quad \text{Eq. 3.22 [1]}$$

onde:

D = diâmetro da broca [mm];

d_0 = diâmetro do pré-furo [mm];

a = avanço [mm/volta];

C_3 = constante do material da peça, tabela 3.5;

x_3, z_3 = expoentes experimentais, tabela 3.5;

Áços	ABNT / ASM / ASTM / DIN	σ [kgf/mm ²]	C_3 (média)	C_3 (lim. sup. 95% confiabilidade)	x_3	$1-z_3$
1085		88.5	27.6	34.2	1.9	0.71
1020		38.5	24.1	27.2	1.6	0.77
1065		83.2	18.9	20.1	2.1	0.70
1055		78.3	20.2	25.1	1.7	0.66
1025		45.0	22.0	24.8	1.9	0.74
52100		64.0	34.8	41.6	2.5	0.70
4320		64.9	21.7	24.6	1.9	0.70
A681-O1		74.4	37.6	41.2	1.9	0.78
9260		96.0	47.5	84.5	0.5	0.69
A681-S1		71.7	26.6	32	2.1	0.75
6F3		73.0	31.0	35.9	1.7	0.80
1.2721		82.6	31.0	36.4	1.8	0.81

Tabela 3.5 [1] – Constantes empíricas $C_3, x_3, (1-z_3)$ da fórmula de H. Daar, para cálculo do momento de torção na furtação com pré-furação com brocas helicoidais

3.2.1.6 - Fórmula de Oxford e Shaw para determinação do momento de torção na furração em cheio

$$M_t = 0,087 \cdot HB \cdot a_{0,8} \cdot D_{1,8} \quad [lb \cdot pol] \quad \text{Eq. 3.23 [1]}$$

onde:

HB = dureza Brinell do material [psi];

a = avanço [pol/volta];

D = diâmetro da broca [pol];

Obs: - Esta fórmula só pode ser aplicada para agos com dureza ≤ 250 kgf/mm²;

- Dureza Brinell em psi ≈ 1420 a dureza Brinell em kgf/mm².

3.2.1.7 - Fórmula de Kronenberg para determinação da força de avanço na furração em cheio

$$F_a = C^4 \cdot (D + 19)^{2,12} \cdot a_{0,87} \quad [kgf] \quad \text{Eq. 3.24 [1]}$$

onde:

C^4 = constante do material da peça, tabela 3.6;

D = diâmetro da broca [mm];

a = avanço [mm/volta];

Tabela 3.6 [1] – Constante empírica C_4 da fórmula de Kronenberg, para cálculo do momento de torção na furação com pré-furação com brocas helicoidais

Agos ABNT / ASM / ASTM / DIN	σ [kgf/mm ²]	C_4
1085	88.5	1.65 ± 0.17
1020	38.5	1.11 ± 0.88
1065	83.2	0.91 ± 0.07
1055	78.3	0.85 ± 0.08
1025	45.0	0.85 ± 0.06
52100	64.0	1.8 ± 0.2
4320	64.9	0.95 ± 0.1
A681-O1	74.4	1.5 ± 0.2
9260	96.0	1.4 ± 0.14
A681-S1	71.7	1.3 ± 0.1
6F3	73.0	1.27 ± 0.09
1.2721	82.6	1.26 ± 0.09

3.2.1.8 - Fórmula de H. Daar para determinação da força de avanço na furção em cheio

$$Pa = C_5 \cdot D^{x_5} \cdot a^{y_5} \quad [kgf] \quad \text{Eq. 3.25 [1]}$$

onde:

D = diâmetro da broca [mm];

a = avanço [mm/volta];

C_5 = constante do material da peça, tabela 3.7;

x_5, y_5 = expoentes experimentais, tabela 3.7;

Aços	ABNT / ASM / ASTM / DIN	C_5 [kgf/mm ²] or C_5 (média)	C_5 (lim. sup. 95% confiabilidade)	x_5	y_5
1085		88,5	161,0 ± 8	1,02	0,79
1020		38,5	32,5 ± 0,4	1,32	0,65
1065		83,2	49,6 ± 0,8	1,07	0,54
1055		78,3	22,0 ± 0,5	1,32	0,54
1025		45,0	33,4 ± 0,8	1,21	0,60
52100		64,0	41,9 ± 0,8	1,41	0,66
4320		64,9	27,3 ± 0,6	1,30	0,59
A681-O1		74,4	55,1 ± 1,4	1,29	0,72
9260		96,0	42,7 ± 1,0	1,35	0,70
A681-S1		71,7	27,7 ± 0,6	1,45	0,66
6F3		73,0	66,2 ± 1,9	1,18	0,71
1.2721		82,6	72,2 ± 2,2	1,13	0,69

Tabela 3.7 [1] – Constantes empíricas C_5, x_5, y_5 da fórmula de H. Daar, para cálculo do força de avanço na furção em cheio com brocas helicoidais

3.2.1.9 - Fórmula de H. Daar para determinação da força de avanço na furugão com pré-furugão

$$F^a = C_6 \cdot a^{1-\gamma_6} D^{1-x_6} (D^{x_6} - d_0^{x_6}) \quad [kgf] \quad \text{Eq. 3.26 [1]}$$

onde:

D = diâmetro da broca [mm];

d_0 = diâmetro do pré-furo [mm];

a = avanço [mm/volta];

C_6 = constante empírica do material da peça, tabela 3.8;

x_6, γ_6 = expoentes experimentais, tabela 3.8;

Agos	ABNT / ASM / ASTM / DIN	σ [kgf/mm ²]	C_6 (média)	C_6 (lim. sup. 95% confiabilidade)	x_6	$1-\gamma_6$
1085		88.5	38.0	45	0.9	0.51
1020		38.5	112.0	131	0.2	0.61
1065		83.2	27.8	32.6	0.6	0.44
1055		78.3	38.0	57.4	0.4	0.38
1025		45.0	41.5	53.6	0.6	0.57
52100		64.0	64.4	95	1.2	0.54
4320		64.9	46	50.4	0.5	0.54
A681-O1		74.4	93.5	106.5	0.6	0.68
9260		96.0	-69.0	115	-0.2	0.40
A681-S1		71.7	52.2	65.5	0.7	0.61
6F3		73.0	-268.0	351	-0.1	0.64
1.2721		82.6	74.5	88.5	0.5	0.68

Tabela 3.8 [1] – Constantes empíricas $C_6, x_6, (1-\gamma_6)$ da fórmula de H. Daar, para cálculo da força de avanço na furugão com pré-furugão com brocas helicoidais

3.2.1.10 - Fórmula de Spur para determinação da força de avanço na furção em cheio

$$F_a = k_m \cdot D \cdot h^{1-\gamma} \quad [kgf] \quad \text{Eq. 3.27 [13]}$$

K_{ni} = pressão específica de avanço;
 D = diâmetro da broca [mm];
 h = espessura de corte [mm];
 $(1-\gamma)$ = constante empírica da equação de Spur, tabela 3.9;

Agos ABNT / ASTM / ASTM / DIN	σ [kgf/mm ²]	K_{ni} (média) [kgf/mm ²]	K_{ni} (lim. sup. 95%) [kgf/mm ²]	$1-\gamma$
1085	88.5	331 ± 13	408	0.71 ± 0.09
1020	38.5	151 ± 6	187	0.66 ± 0.08
1065	83.2	101 ± 2	111	0.55 ± 0.04
1055	78.3	105 ± 5	131	0.61 ± 0.08
1025	45.0	117 ± 4	139	0.64 ± 0.07
52100	64.0	207 ± 10	270	0.63 ± 0.11
4320	64.9	109 ± 4	134	0.59 ± 0.08
A681-O1	74.4	205 ± 9	256	0.68 ± 0.09
9260	96.0	183 ± 10	236	0.67 ± 0.10
A681-S1	71.7	182 ± 6	219	0.66 ± 0.07
6F3	73.0	193 ± 7	231	0.70 ± 0.07
1.2721	82.6	185 ± 6	221	0.69 ± 0.07

Tabela 3.9 [13] – Coeficientes k_{ni} ($1-\gamma$) da fórmula de Spur, para cálculo da força de avanço na furção em cheio com brocas helicoidais

3.2.1.11 - Fórmula de Oxford e Shaw para determinação da força de avanço na furagem em cheio

$$P_a = 0.195 \cdot HB \cdot a^{0.8} \cdot D^{0.8} + 0.002 \cdot HB \cdot D^2 \quad \text{Eq. 3.28 [13]}$$

HB = dureza Brinell do material [psi];

a = avanço [pol/volta];

D = diâmetro da broca [pol];

Obs: Esta fórmula só pode ser aplicada para agos com dureza Brinell ≤ 250 kgf/mm²; Dureza Brinell em psi ≈ 1420 a dureza Brinell em kgf/mm².

3.2.1.12 – Comentários sobre as fórmulas

De acordo com FERRARRESI [13], as equações que permitem uma precisão de cálculo maior são:

a) para furagem em cheio:

- Eq. de Kronenberg (Momento de torção);
- Eq. de H. Daar (Força de Avanço);

b) para furagem com pré-furo:

- Eq. de H. Daar (Momento de torção);
- Eq. de H. Daar (Força de Avanço).

NOVASKI [5], através de ensaios de diversos materiais (Aço ABNT 1020, 1025, 1055, 1065, 1085), e medição do momento de torção na furagem em cheio através de um dinamômetro, comparou os valores obtidos, com 3 fórmulas citadas anteriormente, que são: Kienzle (eq. 3.18), Kronenberg (eq. 3.20) e Shaw e Oxford (eq. 3.23). A equação que apresentou pior resultado foi a 3.22 (Shaw e Oxford), sendo que as outras 2 ficaram bastante próximas dos valores observados na prática,

dependendo do material, sendo que no geral a equação de Kronenberg, foi a que mais se aproximou dos valores medidos na prática.

A equação de Kienzle, possibilita o cálculo dos esforços com mudança na geometria da ponta da broca, sendo que as outras equações consideram este valor igual a 118° .

3.2.2 – Cálculo do avanço máximo permíssivel em função da resistência da broca

Uma broca helicoidal é submetida aos esforços de compressão e torção. Se os esforços em cada aresta de corte da broca não forem iguais aparecerá uma força resultante radial diferente de zero, que provocará uma flexão na broca, conforme comentado anteriormente. Nas brocas com diâmetros pequenos, menores que 3,5 mm deve-se levar em conta também a sollicitação à flambagem.

A tensão ideal resultante da ação conjunta do momento de torção e da força de compressão (força de avanço), segundo FERREARSI [13], pode ser obtida por:

$$\sigma_t = \frac{36,4 M_t}{D_3^3} \quad \text{Eq. 3.29 [13]}$$

Segundo o mesmo autor, a tensão admissível para uma broca helicoidal de aço rápido é:

$$\sigma_{adm} = 25,0 \text{ kgf/mm}^2$$

Através da equação 3.20 de Kronenberg, da equação 3.29, e da tensão admissível, pode-se então determinar o avanço máximo para furação em cheio:

$$a_{\max}^{xl} = \frac{C_1}{0,69 D_3^{-x_l}} \quad \text{Eq. 3.30 [13]}$$

[mm/volta]

As tendências de evolução dos processos de usinagem apontam para a utilização de altas velocidades de corte e para o corte a seco [16], e muitos estudos tem sido feitos objetivando a diminuição, minimização ou eliminação dos fluidos de corte. De um lado as desvantagens da utilização dos fluidos de corte, como danos à saúde do operador e ao meio ambiente e seus custos, e de outro tem-se os vários benefícios de sua utilização para o processo, sendo que com a utilização de brocas helicoidais na furação dos aços, a aplicação de quantidade mínima de lubrificante (MQL – *minimal quantities of lubricant*) que utiliza volumes reduzidos de fluidos

entre 2 e 4% [24].

processos de usinagem, variam entre 7 e 17%, enquanto que os custos de ferramentas toneladas de emulsão refrigerante [23]. Os custos dos fluidos refrigerantes nos sendo que na Alemanha, em 1997, foram utilizadas aproximadamente 800.00 garantir a estabilidade térmica da máquina e permitir alta segurança no processo, por minuto em centros de usinagem para refrigerar a área usinada, retirar o cavaco, Atualmente, 20 a 100 litros de fluidos refrigerantes e lubrificantes circulam

3.3 – Considerações sobre a utilização de fluido de corte no processo de furação

Teoricamente a equação 3.30, mostra o avanço máximo permíssível que uma broca pode suportar durante a furação, levando em conta sua resistência. Através de ensaios preliminares, observou-se que quanto à resistência da broca, esta equação não é válida para as brocas utilizadas neste trabalho, pois aumentando o avanço máximo permíssível em 2 e até 3 vezes, a broca não se rompe. Porém com avanços da ordem anterior ocorre o “caldeamento” do material na ponta da broca, sendo que a mesma deverá ser reafinada para o próximo trabalho, e provavelmente tem suas propriedades alteradas. Portanto a equação 3.30, pode ser utilizada para a obtenção de um parâmetro que determine o avanço a ser utilizado, e a broca com certeza terá resistência suficiente para avanços maiores.

refrigerantes (emulsão 3%, ~3 l/h) ao invés de jatos abundantes (300 l/h), tem-se mostrado bastante eficaz, obtendo furos com qualidade pouco inferior (porém dentro do esperado e tolerado no processo) aos furos produzidos com a utilização de refrigeração abundante [24, 25]. Os principais fenômenos observados nos ensaios com "MQL" foram [25]:

- As variações provocadas na qualidade dos furos situam-se dentro das tolerâncias normais esperadas para essas ferramentas;
- Não houve influência sobre a circularidade, a rugosidade da parede do furo e o desvio de concentricidade ao longo do furo;
- O diâmetro médio resultante ao longo do furo usinado sofreu um aumento, e este pode ter sido provocado pela elevação da temperatura de usinagem do furo;
- Os crescentes níveis de desgaste ao longo da vida das ferramentas se mostram mais influentes sobre a qualidade dos furos usinados. Esta influência aparece na forma de aumento das variações dos parâmetros de qualidade, apresentando um comportamento irregular.

Na figura 3.6, pode-se observar que a diminuição do fluido de corte diminui a vida da broca helicoidal.

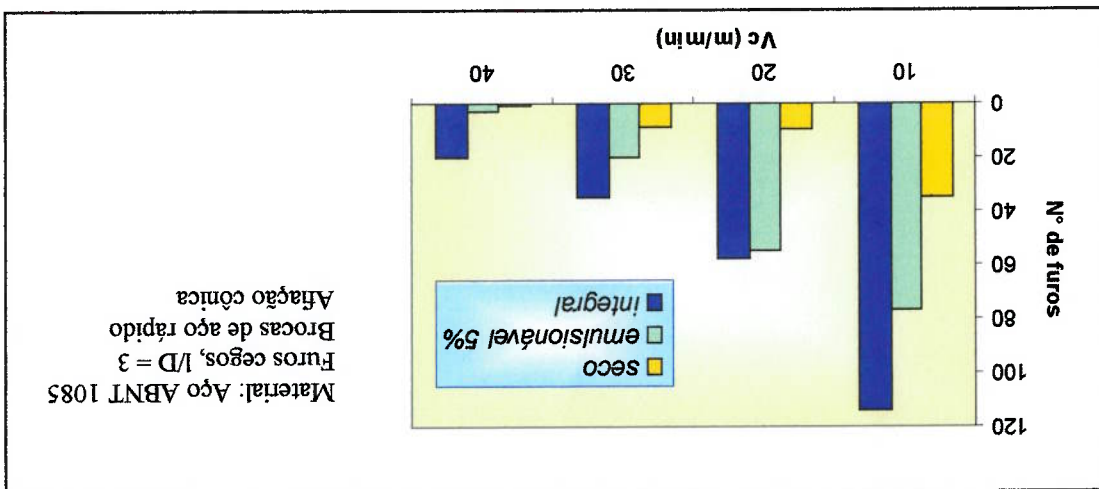
- Um ângulo ortogonal de saída maior, mantendo assim uma menor temperatura na zona primária;
- A menor guia de broca possível e eventualmente arredondada, a fim de diminuir o atrito entre a ferramenta e a parede do furo;
- Uma conicidade no diâmetro da broca da ordem de 0.2%, diminuindo a aderência do material da peça na ferramenta;
- Canais de extração do cavaco maiores, evitando eventuais entupimentos dos mesmos.

Estudos tem mostrado que a geometria de broca helicoidal ideal à furação a seco, deve ater-se a [16]:

Com a utilização do corte a seco em metais como alumínio e ferro fundido, mesmo utilizando-se de brocas revestidas com nitreto de titânio (TiN), a qualidade dos furos produzidos foge dos parâmetros esperados, alcançando valores de rugosidade R_a , 2 vezes maior que o esperado [26]. TÖNSHOFF [27], estudando os efeitos da furação a seco de materiais endurecidos com utilização de brocas de WC revestidas com várias camadas de TiAlON, no desgaste e durabilidade das brocas, obteve bons resultados constatando que quanto à vida das brocas, o processo tornou-se viável, porém não foi observada a qualidade dos furos produzidos.

diferentes velocidades de corte e diferentes condições de fluido de corte

Figura 3.6 [16] – Desempenho das brocas helicoidais furando aço ABNT 1085, em



A influência da aplicação de fluido de corte sobre a vida de uma broca,

depende principalmente dos seguintes fatores [16]:

- Tipo e concentração do fluido de corte;
- Relação comprimento / diâmetro do furo;
- Forma de aplicação do fluido de corte.

Como principais vantagens da utilização dos fluidos de corte, cita-se [16]:

- Existem no mercado óleos lubrificantes biodegradáveis, que são menos agressivos ao meio ambiente, o que reduz os custos relativos ao tratamento destes fluidos;
- Óleo lubrificante protege a máquina ferramenta;
- Refrigeração da área de usinagem e seus benefícios;
- Assistência na retirada do cavaco.

Como principais desvantagens da utilização dos fluidos de corte, cita-se [16]:

- Necessidade de realizar a limpeza das peças após a usinagem;
- Necessidade de instalação de equipamentos de proteção contra incêndio;
- Baixo poder de refrigeração.

ROUTIO [28], durante a furação de aço inoxidável com brocas de aço rápido,

testou três tipos de fluidos em emulsão, como mineral, vegetal e semi-sintético, e verificou que o óleo vegetal propiciou vida maior às brocas, sendo que o óleo mineral, foi o que apresentou pior resultado, quando baixas velocidades de corte foram utilizadas (18m/min). Com o aumento da velocidade de corte (28m/min), a diferença entre os três fluidos diminuiu e praticamente obtiveram o mesmo desempenho.

Podem ser utilizadas brocas com canais internos, as quais permitem que o fluido de corte seja direcionado diretamente na área de corte, conforme figura 3.7.

Este tipo de broca, torna a refrigeração mais eficiente, e depende da pressão e da vazão de injeção dos fluidos de corte que, por sua vez, dependem do diâmetro da broca e do material da peça. A figura 3.8, mostra a comparação entre o desempenho de uma broca de metal duro em diferentes condições de aplicação de fluido de corte. A pressão do fluido é considerada mínima quando atinge um valor que garante a ferramenta uma vida superior à verificada na condição de aplicação externa. A pressão é dita “boa” quando a vida da ferramenta corresponde a 80% da vida obtida na condição ótima. Já a condição ótima corresponde ao valor cujo aumento da pressão não reflete no aumento da vida da ferramenta, ou seja, a partir de um determinado valor, a vida da ferramenta tende a permanecer constante.

Figura 3.7 [13] – Broca helicoidal com canais internos para refrigeração

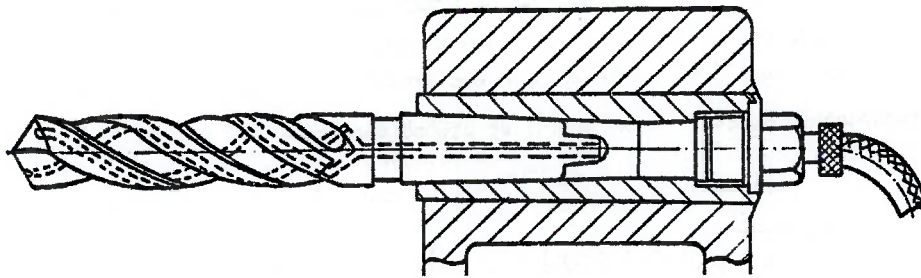
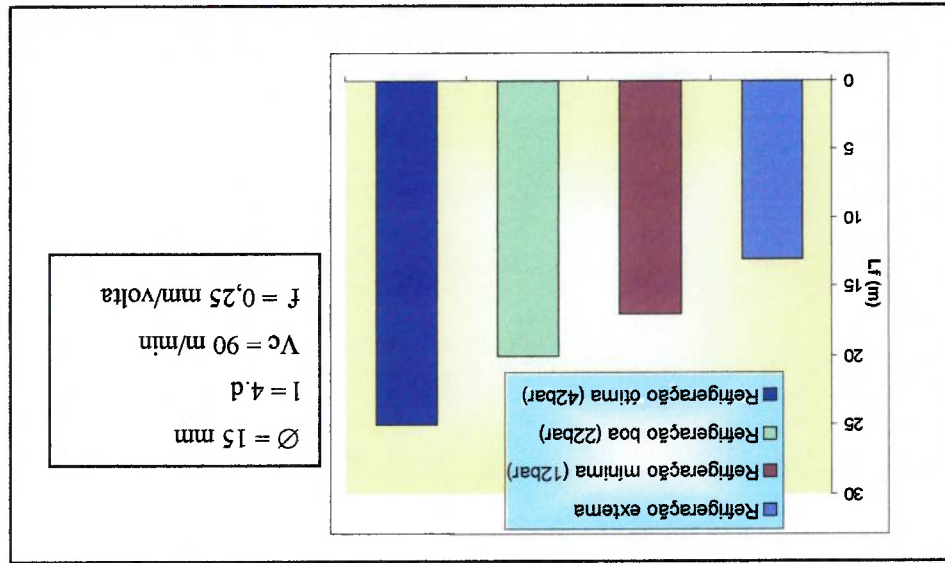


Figura 3.8 [16] – Variação da vida da broca (m) de acordo com a pressão de refrigeração



A influência dos fluidos de corte tende a ser mais pronunciada com o aumento da relação profundidade x diâmetro do furo. As curvas apresentadas na figura 3.9, ilustram essa tendência. O aumento da relação comprimento/diâmetro, provoca queda na vida da ferramenta em ambas as condições, porém esta queda é maior no corte a seco.

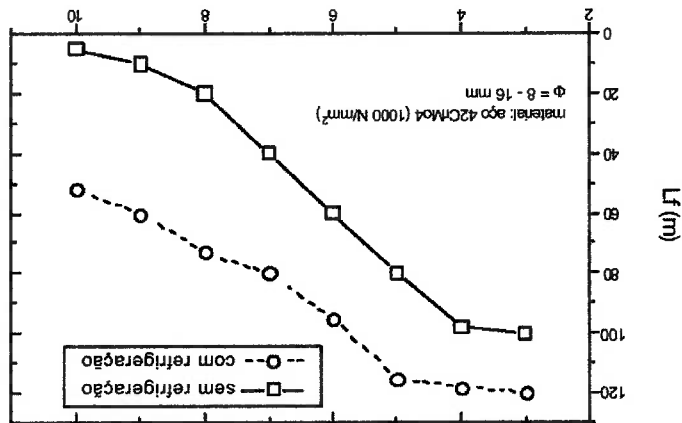


Figura 3.9 [16] – Vida da broca (m) relacionada com a profundidade do furo x diâmetro

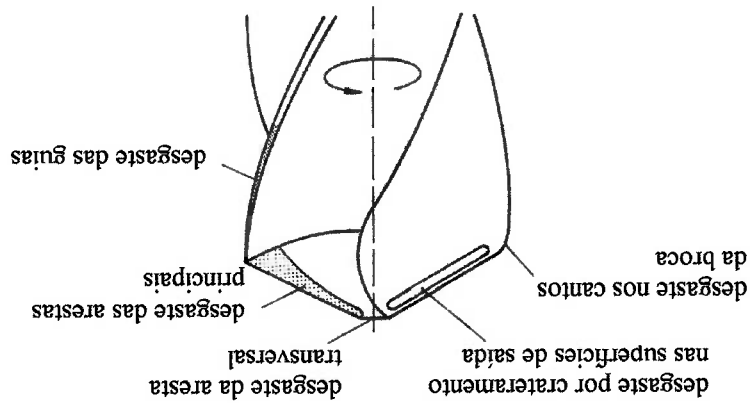
3.4 – Considerações sobre desgaste das brocas no processo de furacão

O fenômeno dominante que afeta a vida de uma broca é o desgaste [29], e a não utilização de fluido de corte durante o processo, contribui para seu aumento, conforme descrito no item anterior. A figura 3.10 ilustra os principais tipos de desgaste que podem ocorrer em uma broca helicoidal.

relação ao medido na execução dos primeiros furos. Informaram considerar o fim de vida, quando o desgaste médio nas arestas principais de corte atinge o valor de 0.3mm, ou o momento de torção aumenta em 30% com extremidades. Consultando fabricantes de brocas helicoidais de aço rápido, estes média aritmética, estando estes localizados, no meio das arestas e próximos às [21], executou medições em 3 pontos de cada aresta principal para a obtenção da recomenda a ISO (*International Standards Organization*). Durante os ensaios, LFE igual a 0.3mm, ou o desgaste máximo for igual a 0.6, de acordo com o que média dos desgastes encontrados em determinados pontos das arestas principais for Segundo LFE [21], o fim de vida de uma broca pode ser definido quando a broca, sendo este último causado pelas diferenças de velocidade.

com o avanço e a distância ao longo das arestas principais, partindo do centro da desgaste por crateramento, aumenta linearmente com a velocidade e parabolicamente entrar a broca e leva-la ao colapso. Suas principais conclusões foram que o peça durante o processo de furação é a principal causa do crateramento, que pode rápido e cita que a difusão devida às altas temperaturas de interface entre a broca e a [31]. CHOUHDHURY [29], estudou o desgaste por crateramento em brocas de aço dos flancos (arestas) principais de corte, e o crateramento na superfície de saída [30]. Dentre os vários desgastes que podem ocorrer, os principais são o desgaste

Figura 3.10 [30] – Principais desgastes que podem ocorrer em uma broca helicoidal



Segundo experimentos realizados por LBF [21], após o desgaste médio ultrapassar o valor de 0.3 nas arestas principais, este aumenta rapidamente, levando a broca ao colapso, conforme figura 3.11.

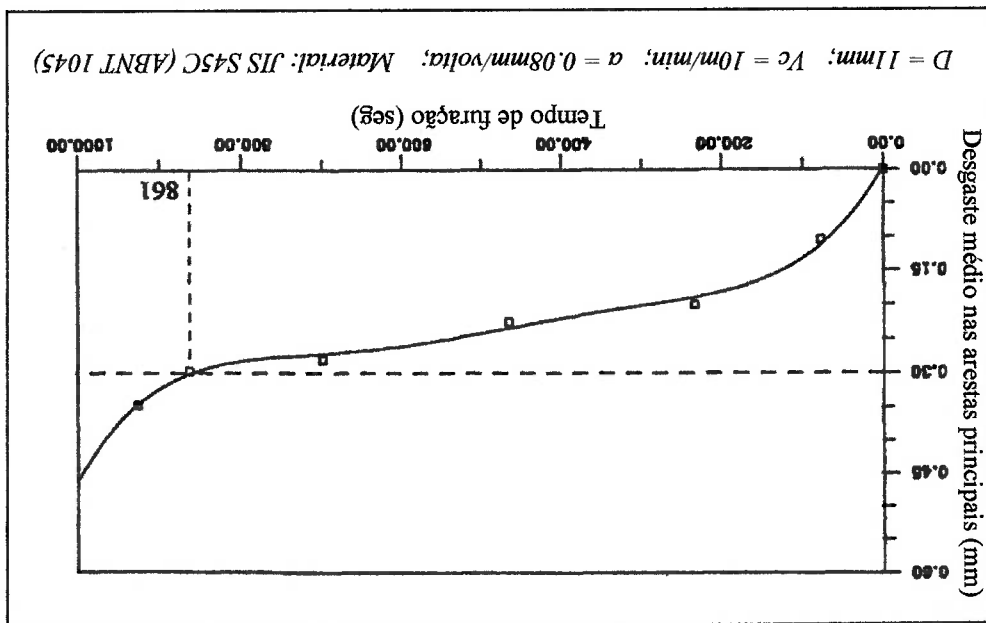


Figura 3.11 [21] – Efeito do tempo de furção no desgaste das arestas principais

A influência da velocidade de corte é decisiva na vida da broca em um processo de furção, e dependendo do material, uma variação de 10% na velocidade de corte, altera em até em 240% a vida de uma broca [13]. Já o avanço não é tão significativo na vida de uma broca. Conclui-se então que é preferível trabalhar com avanços altos e velocidades de corte baixas, tendo em vista a vida da broca, e considerando o avanço máximo que deve ser utilizado.

SHAW [32], mostra na figura 3.12, as alterações no desgaste de uma ferramenta de aço rápido, com alterações na velocidade de corte.

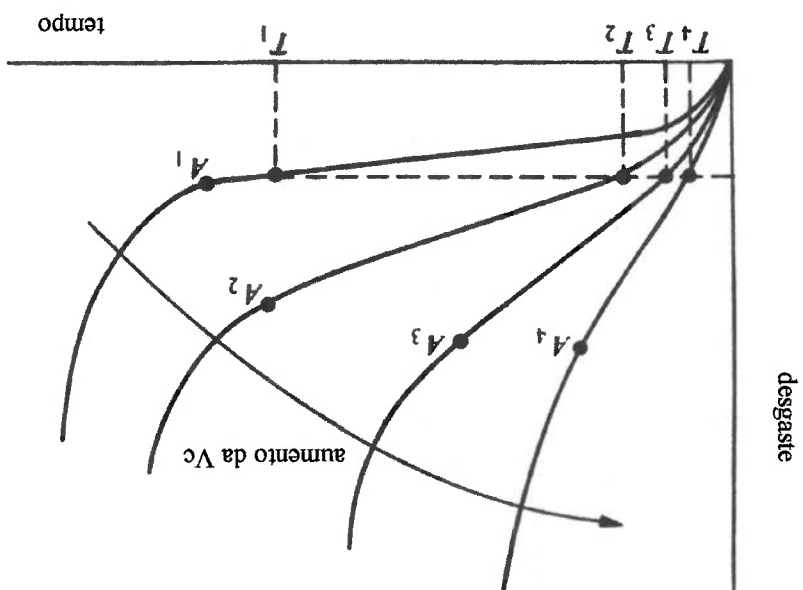


Fig. 3.12 [32] – Variação do desgaste em função do aumento da velocidade de corte

FERRARESI [13], apresenta a existência da relação entre a vida “L” de uma broca e a velocidade de corte “Vc”, utilizada no processo de furação.

$$V_c.L^z = C_L \quad \text{similar à equação de Taylor} \quad V_c.T^x = C \quad \text{Eq. 3.31 [13]}$$

onde:

V_c = velocidade de corte [m/min];

L = vida da broca [mm];

z e C_L = constantes, tabela 3.9 a seguir.

Na equação 3.31, FERRARESI [13] mostra a fórmula para cálculo da vida útil da broca através de experimentos realizados por diversos autores, e considera-se que o limite proposto nesta equação ocorre quando a broca atinge um nível de desgaste tal que rapidamente será levada ao colapso, provavelmente obedecendo os resultados demonstrados na figura 3.11.

Muitas variáveis podem influenciar a vida de uma broca helicoidal, conforme mostrado anteriormente, e nos dias de hoje, torna-se cada vez mais importante para a

de aço rápido, utilizando-se fluido refrigerante

Tabela 3.10 [13] – Constantes “z” e “C_t” da equação de vida para brocas helicoidais

Material	σ _r (kgf/mm ²)	C	Mn	Cr	Ni	Mo	V	Avanço	Z	C _t
Aço cromo níquel de beneficiamento	80	0.3	0.6	0.75	3.5	-	-	0.2	0.082	50.3
Aço cromo níquel de beneficiamento	70	0.35	0.6	0.5	1.5	-	-	0.2	0.122	90.0
Aço cromo níquel de cementação	75	0.15	0.5	0.75	3.5	-	-	0.2	0.188	161.0
Aço cromo níquel de cementação	55	0.15	0.5	0.20	1.5	-	-	0.2	0.150	150.5
Aço carbono	70	0.6	-	-	-	-	-	0.2	0.06	92.5
Aço carbono	45	0.25	-	-	-	-	-	0.2	0.114	157.0
Aço carbono	65	0.35	0.55	-	-	-	-	0.1	0.137	109.0
Aço liga de alta resistência a quente	86	0.06	1.3	17	13	1.5	0.7	0.2	0.088	26.4
Aço liga de alta resistência a quente	63	0.04	0.9	16	29	-	-	0.2	0.116	11.1
Fofo nodular normalizado	60	2.0	0.28	-	1.77	SI=2.14	-	0.1	0.078	47.1
Fofo nodular, recozido com casca de fundição	45	2.0	0.28	-	1.77	SI=2.14	-	0.1	0.16	57.6
Fofo nodular recozido, sem casca de fundição	45	2.0	0.28	-	1.77	SI=2.14	-	0.1	0.03	51.7

produtividade, utilizar a ferramenta até um limite próximo do fim de vida, porém evitando sua quebra, o que poderia causar danos maiores à produtividade. Diante disso, muitos pesquisadores vem desenvolvendo métodos de estudo para monitoramento do desgaste de brocas helicoidais e de outras ferramentas de usinagem, a fim de prever desgastes e posteriores quebras, de diferentes formas, e encontrando bons resultados.

Diversos métodos podem ser empregados para monitorar o fim de vida de uma ferramenta de usinagem, e entre eles cita-se [33]:

- Método direto:
 - Medidas óticas;
 - Partículas do desgaste e análise de radioatividade;
 - Resistência elétrica da junção ferramenta/peça;
 - Alteração no tamanho da peça;
 - Distância porta-ferramenta à peça.
- Método indireto:
 - Força de corte;
 - Emissão acústica;
 - Som;
 - Corrente ou potência do motor;
 - Temperatura do corte;
 - Medidas de rugosidade;
 - Vibração;

Podem ser encontradas relações entre os diversos métodos descritos, e alguns destes são inviáveis ao processo de furagem, pelo fato de que a broca trabalha internamente na peça, diferindo-se dos demais processos de usinagem, onde o corte é bem visível.

ELBESTAWI [34], cita que no processo de furagem, a análise por sensor na ferramenta corresponde ao método mais utilizado, quando comparado com os itens apresentados anteriormente, para a detecção da fratura da ferramenta, desgaste ou baixa qualidade dos furos produzidos.

4. MEDIÇÃO DE ESFORÇOS NO PROCESSO DE USINAGEM

4.1 – Generalidades

No capítulo anterior, foram apresentados vários estudos, onde através da relação entre os esforços (por exemplo), as condições dos ensaios realizados e posteriores análises como o desgaste ocorrido, contribuem para o desenvolvimento de tecnologias que possibilitam maior produtividade nos processos de usinagem.

Várias empresas especializaram-se em construir células de carga e dinamômetros para utilização em diversos processos de usinagem, onde se destaca a empresa Suíça Kistler, que inclusive possui um dinamômetro específico para furção e utilizado por diversos pesquisadores citados neste trabalho.

O dinamômetro empregado nas operações de usinagem, pode ser um transdutor, onde a grandeza física a ser medida é convertida em sinal elétrico, sendo que o principal componente do instrumento é um elemento estrutural ao qual deve ser transferida a ação da grandeza física a ser medida, provocando neste uma deformação elástica [35].

Diversos pesquisadores desenvolveram dinamômetros para medições de esforços nos processos de usinagem, sendo alguns para o processo de furção. Um dinamômetro de furção deverá medir o torque e a força axial à broca, sendo que alguns também se preocupam com os esforços radiais ocasionados durante o processo. Na figura 4.1, pode-se observar um dos modelos desenvolvidos por DAAR [1], e na 4.2, um modelo apresentado por SHAW [32].

Os dinamômetros devem satisfazer os seguintes requisitos [11]:

- sensibilidade;
- precisão;
- rigidez;
- exatidão de reprodução de forças variáveis com o tempo;
- insensibilidade quanto à variação de temperatura e à umidade.

Figura 4.2 [32] – Dinamômetro de anéis para medições de esforços durante fresamento, furragem, ou outro processo semelhante

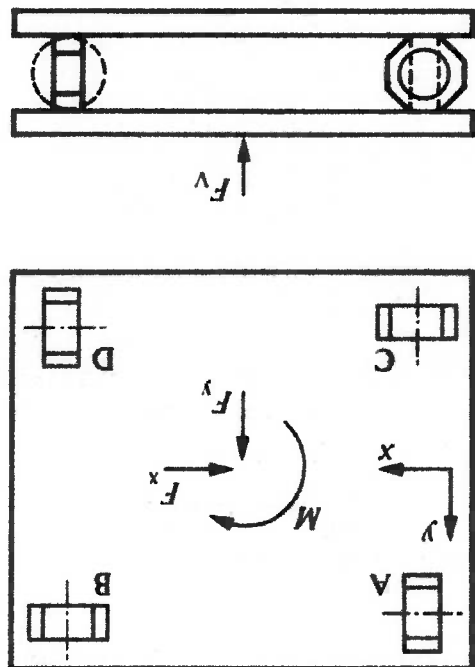
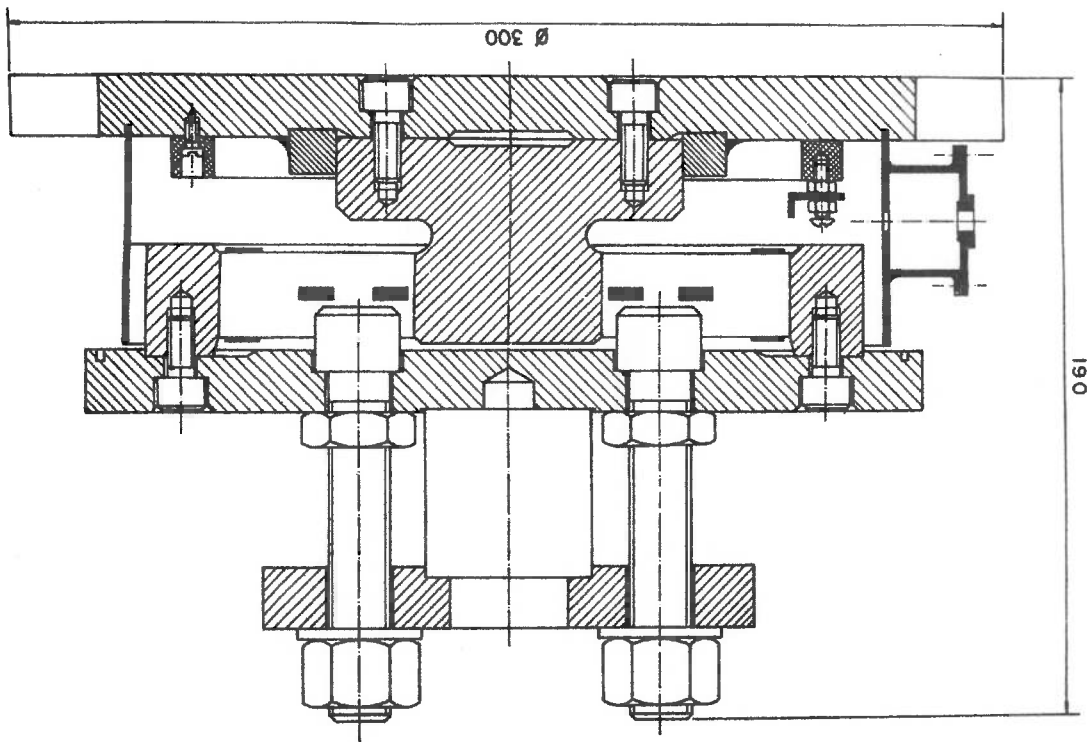


Fig. 4.1 [1] – Dinamômetro para medição de esforços durante a furragem



quando submetidos a uma sollicitação mecânica. Quando o fio é traçado, a resistência elétrica aumenta, e quando é comprimido, esta diminui, devido à variação da seção, conforme figura 4.3

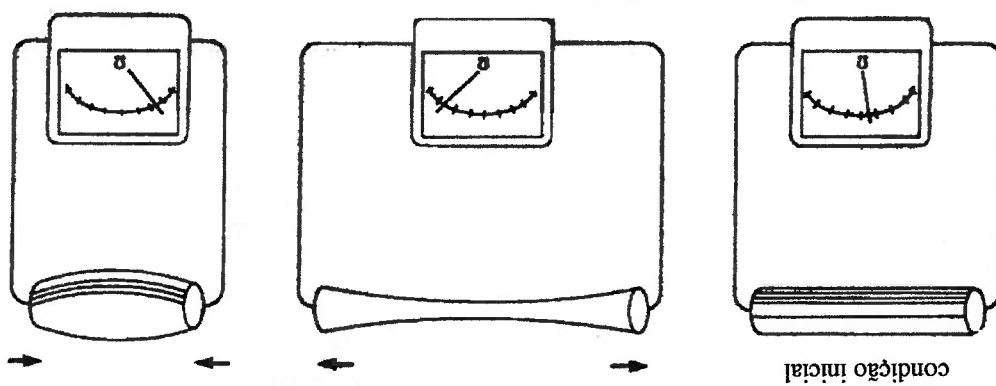


Fig. 4.3 [35] – Princípio do funcionamento do extensômetro elétrico de

resistência

Um extensômetro é constituído fundamentalmente de um condutor metálico delgado, colado entre duas lâminas de papel, baquelite ou qualquer outro material com características mecânicas e elétricas apropriadas. Estes elementos são colados por sua vez sobre a superfície de ensaio, de modo a acompanhar as deformações [11].

4.2.1 - Constante de sensibilidade 'K'

A resistência "R" de um condutor uniforme de comprimento "L", área da seção "A" e resistência específica "p" é dada por [36]:

$$R = p \frac{L}{A}$$

Eq. 4.1 [36]

Diferenciando:

$$\text{Eq. 4.2 [36]} \quad \frac{dR}{R} = \frac{d\rho}{\rho} + \frac{dL}{L} - \frac{dA}{A}$$

O termo dA representa a variação da área da seção do condutor devido à

deformação, que é igual a:

$$\text{Eq. 4.3 [36]} \quad dA = -\nu \frac{dL}{L} \quad (\nu = \text{coef. de Poisson})$$

Chamando de “ d_0 ”, o diâmetro do condutor antes da deformação, o diâmetro

final “ d_f ”, pode ser escrito por:

$$\text{Eq. 4.4 [36]} \quad d_f = d_0 \left(1 - \nu \frac{dL}{L} \right)$$

Da equação 4.4, tem-se que:

$$\text{Eq. 4.5 [36]} \quad \frac{dA}{A} = -2\nu \frac{dL}{L} + \nu^2 \left(\frac{dL}{dL} \right) \approx -2\nu \frac{dL}{L}$$

Substituindo a equação 4.5 na equação 4.2, tem-se:

$$\text{Eq. 4.6 [36]} \quad \frac{dR}{R} = \frac{d\rho}{\rho} + \frac{dL}{L} (1 + 2\nu)$$

Substituindo dL/L , por ϵ , a equação 4.6, pode ser escrita por:

$$\text{Eq. 4.7 [35]} \quad k = \frac{\Delta R/R}{\Delta R/R} \quad \text{ou} \quad k\epsilon = \frac{\Delta R}{\Delta R/R}$$

Isto é, a variação unitária da resistência em relação ao alongamento relativo,

sendo que:

$$\text{Eq. 4.8 [35]} \quad k = \left(1 + 2\nu + \frac{\Delta\rho/\rho}{\epsilon} \right)$$

Experiências mostraram que “K” é uma constante para os valores de deformação normalmente medidos, sendo chamado de “constante de sensibilidade” ou “gage factor”, e varia entre -140 e +175, para os extensômetros mais comuns atualmente fabricados, conforme o material do condutor, de acordo com a tabela 4.1.

Liga metálica	Composição	K
Constanta	45%Ni, 55%Cu	2.0
Niquel-cromo	80%Ni, 20%Cr	2.0
Isoelastic	36%Ni, 8%Cr, 0.5%Mo, 55.5%Fe	3.5
Karma	74%Ni, 20%Cr, 3Al, 3%Fe	2.0
Armour D	70%Fe, 20%Cr, 10%Al	2.0
Platina-tungstênio	92%Pt, 8%W	4.0
Monel	67%Ni, 33%Cu	1.9
-	95%Pt, 5%Ir	5.0
-	Silicon	-100 até +150

Tabela 4.1 [36 e 37] – Constante de sensibilidade para diversos materiais de condutores utilizados em extensômetros

4.2.2 - Sensibilidade transversal

Devido ao fato de o condutor metálico não estar unicamente disposto no sentido longitudinal do extensômetro, há uma pequena sensibilidade para as tensões perpendiculares ao eixo longitudinal do extensômetro. O valor desta sensibilidade lateral é usualmente dado como porcentagem da longitudinal, e aproximadamente, tem-se [11]:

$$k_{\text{transversal}} / k_{\text{longitudinal}} = 0,3 \text{ a } 1,4 \%$$

Para os extensômetros de lâmina, com grande quantidade de material na curvatura dos condutores, conseguiu-se praticamente a eliminação da sensibilidade transversal.

4.2.3 - Circuitos elétricos utilizados

A maioria dos aparelhos utilizados para o registro das deformações indicadas pelos extensômetros elétricos de resistência, realiza a medição das variações de resistência elétrica correspondentes, através da ponte de Wheatstone, porque este método permite medir variações muito pequenas, com precisão, e também possibilita a correção destas quando causadas pela variação de temperatura, conforme será comentado posteriormente. A ponte consiste em um circuito com quatro resistores interligados, conforme figura 4.4, onde é aplicada uma tensão elétrica entre os pontos A e C, e se o produto das resistências $R_1 \times R_3$ for igual ao produto $R_2 \times R_4$, a tensão elétrica entre os pontos B e D será igual a zero.

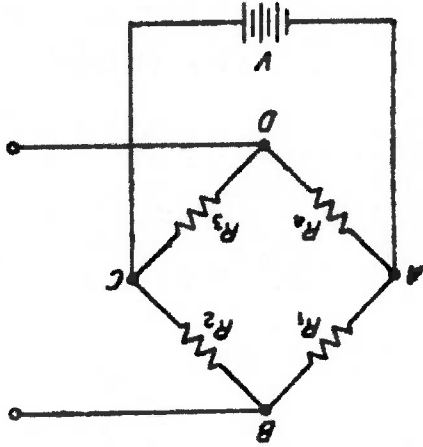


Fig. 4.4 [35] - Ponte de Wheatstone

Portanto pode-se escrever que:

$$\Delta V = V \left(\frac{\Delta R_1}{R_1} + \frac{\Delta R_3}{R_3} - \frac{\Delta R_2}{R_2} - \frac{\Delta R_4}{R_4} \right) \quad \text{Eq. 4.9 [35]}$$

Pode-se executar várias montagens chamadas de $\frac{1}{4}$ de ponte de Wheatstone, $\frac{1}{2}$ ponte ou completa. Na figura 4.5, observa-se a montagem em $\frac{1}{4}$ de ponte, e quando o extensômetro "E₁" se deforma, a ponte é desbalanceada e a variação de tensão pode ser medida, chegando ao valor da deformação do extensômetro.

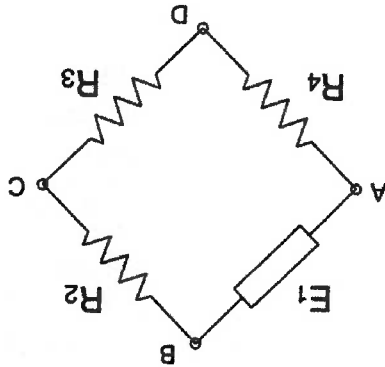


Figura 4.5 [35] – Montagem em $\frac{1}{4}$ de ponte de Wheatstone

Considerando que:

$$\Delta R_2 = \Delta R_3 = \Delta R_4 = 0$$

Eq. 4.10 [35]

E substituindo a equação 4.7 na 4.9, tem-se que:

$$\Delta V = \frac{V}{4} \varepsilon$$

Eq. 4.11 [35]

Apenas a título de ilustração, caso seja aplicada uma tensão de 2V e a constante de sensibilidade do extensômetro seja igual a 2, a leitura da variação da tensão será a própria deformação do extensômetro.

Pode-se utilizar a montagem em $\frac{1}{2}$ ponte, conforme figura 4.6a, e analogamente ao desenvolvimento anterior, ocorrerá que:

$$\Delta V = \frac{V}{4} (\varepsilon_1 - \varepsilon_2)$$

Eq. 4.12 [35]

- Pode-se concluir que [35]:
- a) A leitura ΔV da ponte depende diretamente da tensão V aplicada na ponte (5,6,10,12 V)
- b) As diferenças de potencial ΔV resultantes de deformações de mesmo sinal, somam-se quando em extensômetros opostos ($R1$ e $R3$) no circuito da ponte e subtraem-se quando em extensômetros adjacentes ($R1$ e $R2$)

$$\Delta V = V.k.\varepsilon$$

Eq. 4.14 [35]

Para que haja a soma de sinais é necessário que $\varepsilon_1 = -\varepsilon_2 = \varepsilon_3 = -\varepsilon_4 = \varepsilon$

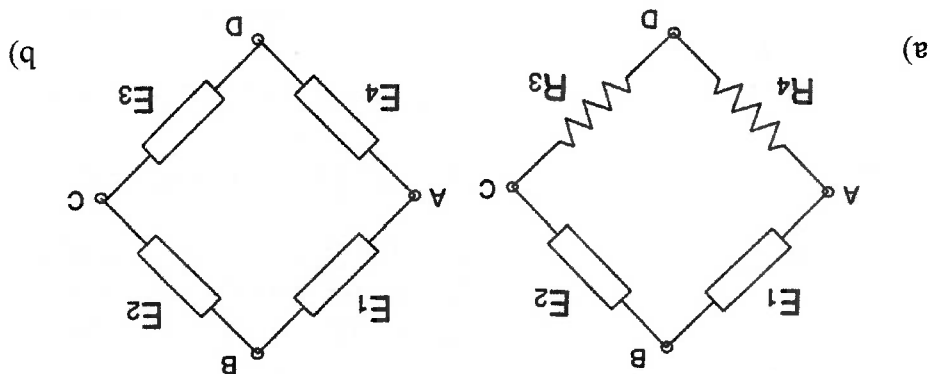
$$\Delta V = \frac{V.k}{4}(\varepsilon_1 - \varepsilon_2 + \varepsilon_3 - \varepsilon_4)$$

Eq. 4.13 [35]

se que:

Utilizando-se da montagem de ponte completa, conforme figura 4.6b, tem-

Figura 4.6 [35] – Montagem em 1/2 “a” e completa “b” ponte de Wheatstone



4.2.4 – Variações devido à mudança de temperatura e compensações

Quando ocorre uma variação de temperatura, após a colocação do extensômetro sobre a peça de teste, o resultado da medida varia. Três fenômenos ocorrem simultaneamente [1]:

- a) expansão linear do material sob teste, dada pelo coeficiente de dilatação do material;
- b) expansão linear do fio do extensômetro, dada pelo coeficiente de dilatação do material;
- c) variação da resistência específica do extensômetro, para a sua expansão livre, dado pelo coeficiente térmico de variação de resistividade;

Ocorre também uma alteração na constante de sensibilidade “k”, mas esta variação pode ser desprezada, quando comparada com as três anteriores. Desta forma, podem ocorrer variações na tensão de saída obtida do circuito, causadas pela mudança na temperatura e alguns métodos podem ser adotados para evitar este problema. Podem ser utilizados extensômetros autocompensados, que são projetados para uso em materiais específicos, de tal forma que as propriedades de expansão e resistência, se cancelam, fazendo com que a temperatura não influencie nas leituras obtidas [38].

No extensômetro autocompensado é conhecido que:

- a) deformação da grade do extensômetro:

$$\varepsilon_g = \alpha \Delta t$$

α = coeficiente de dilatação térmica do material de grade do extensômetro

Δt = variação de temperatura

Eq. 4.15 [35]

b) deformação do material onde está fixado o extensômetro:

$$\varepsilon_m = \beta \Delta T \quad \text{Eq. 4.16 [35]}$$

β = coeficiente de dilatação térmica do material onde está fixado o

extensômetro

c) variação da resistência elétrica do material da grade do extensômetro

$$\frac{\Delta R_T}{R} = \gamma \Delta T \quad \text{Eq. 4.17 [35]}$$

γ = coeficiente de variação da resistividade do material da grade do

extensômetro

sendo ε_g diferente de ε_m , surge uma solicitação (tração ou compressão) no

extensômetro proporcional à diferença de deformação ($\varepsilon_m - \varepsilon_g$), e esta corresponderá a

uma variação na resistência elétrica:

$$\frac{\Delta R_\varepsilon}{R} = k(\varepsilon_m - \varepsilon_g) \quad \text{Eq. 4.18 [35]}$$

Nota-se que se ε_m for igual a ε_g , não haverá solicitação no extensômetro

devido à variação de temperatura, portanto a variação total da resistência elétrica,

causada pela variação de temperatura será:

$$\frac{\Delta R}{R} = \frac{\Delta R_\varepsilon}{R} + \frac{\Delta R_T}{R} = k(\varepsilon_m - \varepsilon_g) + \gamma \Delta T = k(\beta - \alpha)\Delta T + \gamma \Delta T \quad \text{Eq. 4.19 [35]}$$

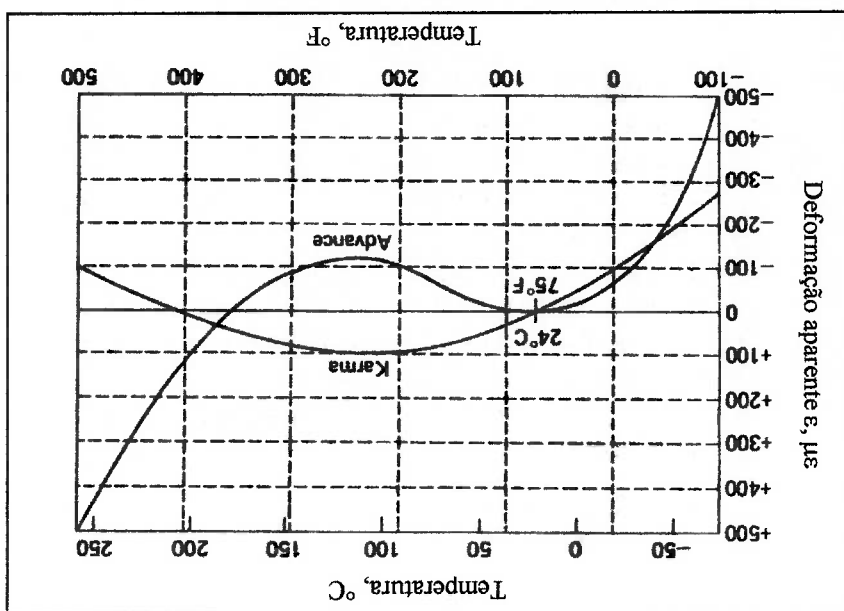
sendo α , β , γ e k coeficientes positivos, é possível obter uma combinação dos

valores de α e β , que torna nula a equação 4.19, ou seja, a variação de temperatura

não alterará a deformação indicada pelo extensômetro.

Além dos extensômetros autocompensados, podem ser executadas montagens especiais para que a variação de temperatura não interfira nas medidas de deformações encontradas. A figura 4.8, mostra uma montagem bastante simples, onde o extensômetro "1", é colado em uma parte deformável do transdutor e o extensômetro "2", é colado em uma parte próxima ao anterior, com a mesma temperatura, porém em uma área que não se deformará, assim qualquer variação no extensômetro "1", causada pela variação de temperatura será anulada pelo extensômetro "2", que também sofrerá mudança na resistência devido à variação de

Fig. 4.7 [36] – Deformação do extensômetro conforme a variação de temperatura



O valor adequado do coeficiente α é obtido através da adição de "impurezas" no tratamento térmico e na laminação, durante a fabricação da liga metálica utilizada na grade do extensômetro, mas infelizmente, estes extensômetros não são perfeitamente compensados para qualquer variação de temperatura, pois os coeficientes α , β e γ também variam com a temperatura sem manter uma relação linear. A figura 4.7, mostra a variação com a temperatura, da deformação indicada por um extensômetro de liga "Advance" e outro da liga "Karma", autocompensados para temperatura e fixados em materiais cujo coeficiente de dilatação térmica β é o recomendado para esse extensômetro.

temperatura, assim o desbalançamento na ponte será causado apenas pela deformação do extensômetro "1".

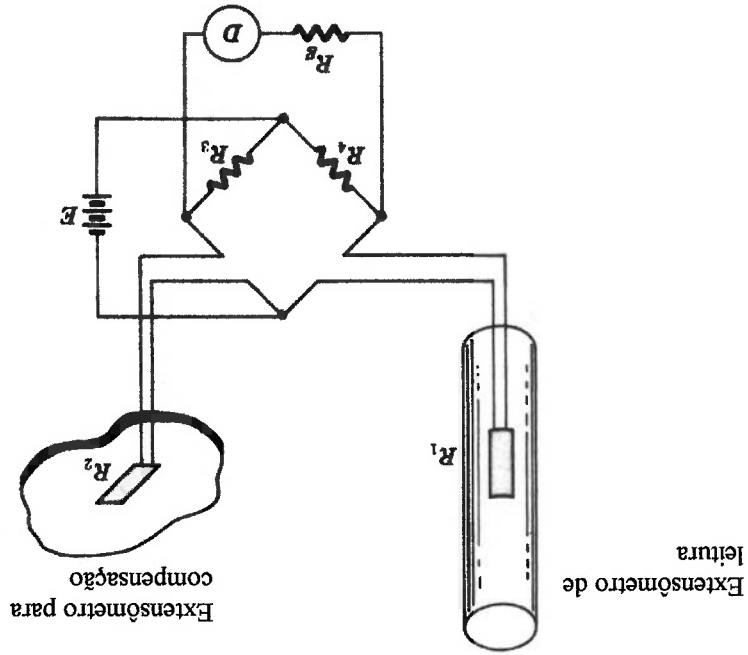


Figura 4.8 [37] – Compensação da variação da temperatura através da inserção de outro extensômetro

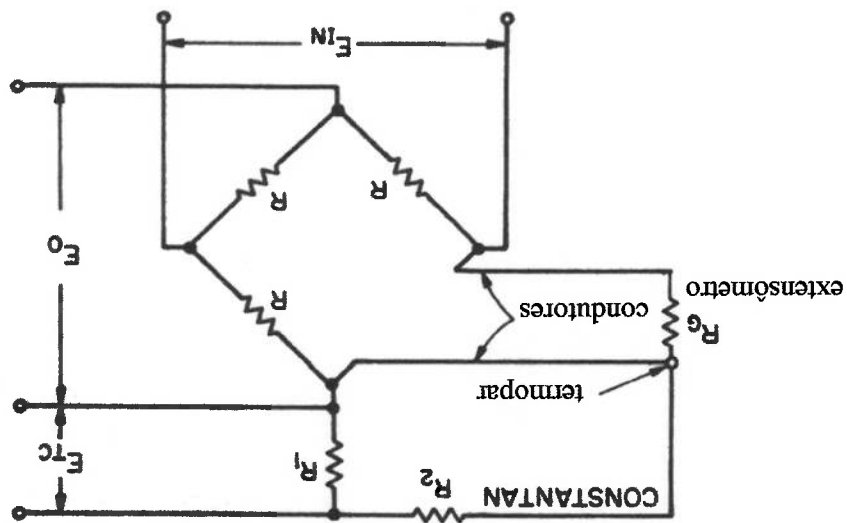
Quando um extensômetro é exposto à variação de temperatura, a leitura final do circuito pode ser expressa em termos de $mV/\%$ alterado na temperatura. Adicionando um termopar no circuito, este produzirá uma tensão de mesma intensidade e oposta, para a compensação na variação de temperatura. Na figura 4.9 [39], observa-se um exemplo deste tipo de compensação. A tensão E_{TC} , corresponde à tensão compensada do termopar. Para uma compensação perfeita, esta tensão deve ser de mesma intensidade e oposta à tensão de saída da ponte E_0 , gerada pela mudança de temperatura no extensômetro R_G . A soma entre E_{TC} e E_0 será somente a tensão causada pela deformação no extensômetro R_G .

4.2.5 – Aquisição e processamento de sinais

O elemento essencial em uma aquisição de dados é o transdutor, que fornece os sinais elétricos indicativos da variável física medida. Os sinais podem ser de corrente, resistência, frequência, tensão analógica ou uma representação digital de qualquer uma destas, em forma de série de pulsos elétricos [37]. O objetivo de qualquer aquisição e sistema de processamento é a coleta dos dados, o processamento destes na forma desejada e a gravação dos resultados para um posterior tratamento, uma apresentação ou subsequente processo adicional.

Os principais elementos de uma aquisição de dados e sistema de processamento são ilustrados no diagrama de blocos da figura 4.10.

Figura 4.9 [39] – Compensação da variação da temperatura com termopar



uma forma que possa ser utilizada por uma impressora, dispositivo gráfico, etc.

O último estágio chamado de “saída”, possui basicamente duas funções:

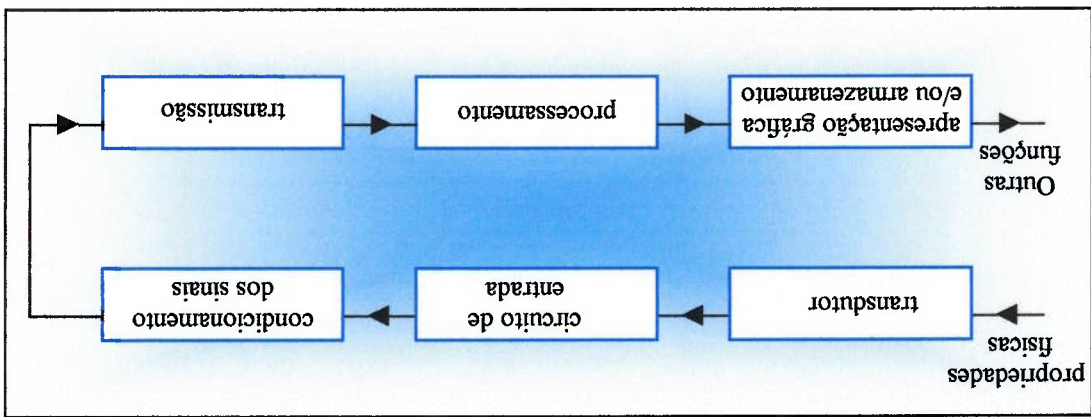
- computadores digitais só manipulam dados em formato digital;
 - técnicas de codificação só foram desenvolvidas para sinais digitais;
- sufre mais interferências durante a transmissão;
- durante a conversão, o sinal é discretizado, assumindo um valor que não vantagens [36]:

digital (A/D). A conversão de sinais analógicos para digitais apresenta algumas dados, e neste estágio, também pode ocorrer a conversão do sinal analógico para sinais), como equipamentos de transmissão, recebimento ou de processamento de onde os dados são lidos, e são necessários equipamentos para transmissão dos para transmissão, (existem casos onde o transdutor é fisicamente remoto, ao local No segundo estágio, chamado de “conversão de sinal” o sinal é preparado

transmitidas, do sinal de entrada.

utilizados filtros que permitem que apenas determinadas faixas de frequência sejam podem afetar a transmissão/leitura de dados, e para evitar estes fenômenos são filtros, etc. Durante o transporte da informação, podem ocorrer interferências, que circuito de entrada, e circuitos condicionadores de sinais, como amplificadores, O primeiro estágio, chamado de “entrada”, corresponde ao transdutor, o

Figura 4.10 [37] – Sistema básico de aquisição de dados



4.3 - Desenvolvimento do dinamômetro

Considerando que os ensaios serão feitos com brocas de pequenos diâmetros ($\leq 6,5\text{mm}$), e executando alguns cálculos preliminares dos esforços a que as brocas estarão submetidas, com os modelos fornecidos no capítulo 3, chega-se a conclusão de que o dinamômetro pode ser dimensionado para medir até 3700N de força axial e 11N.m de torque. Para chegar a esta conclusão foram considerados os maiores valores encontrados, para materiais prováveis a serem ensaiados como aço ao carbono e aço liga com broca de $\varnothing 6,5\text{mm}$, com um avanço máximo de 0,4mm/volta (experimentalmente com este valor de avanço, já ocorre a fusão do material da peça com a broca, para aço ABNT 1045, por exemplo) e uma porcentagem de 50% foi acrescida para eventuais mudanças de materiais ou condições de usinagem nos ensaios.

Com os valores máximos a serem utilizados pode-se dimensionar as nervuras do dinamômetro, onde os extensômetros serão colados, considerando que a tensão nas nervuras não deverá ultrapassar 50% da tensão de escoamento do material, sendo que a maioria das células de carga trabalham nesta condição, colocando assim uma margem de segurança para eventuais quebras de broca ou outro acontecimento inesperado que poderia inutilizar o dinamômetro.

A construção do dinamômetro, baseia-se em um dos modelos construídos por DAAR [1], conforme figura 4.1. A instrumentação feita por DAAR [1], mostra que os extensômetros se deformam devido à flexão causada pela força axial e à flexão causada pelo torque. Nestas condições de instrumentação, considerando as forças citadas anteriormente, seria difícil de se obter uma boa leitura em ambas as pontes, pois a deformação devido à força axial, seria quase 10 vezes maior do que se esta fosse devida ao torque, e caso ocorram efeitos cruzados, esta diferença poderia ser bastante significativa. Optou-se então, em mudar a forma de instrumentação, fazendo com que a deformação causada pela força axial seja medida através do cisalhamento, conforme figura 4.11, e não da flexão, obtendo assim leituras de deformação bastante próximas.

Os ensaios serão executados em um torno CNC, (especificado posteriormente), e portanto foi conveniente a usinagem das peças para que o dinamômetro pudesse ser fixado corretamente na máquina. A figura 4.12 ilustra o conjunto do dinamômetro, e os desenhos técnicos podem ser observados nos anexos deste trabalho.

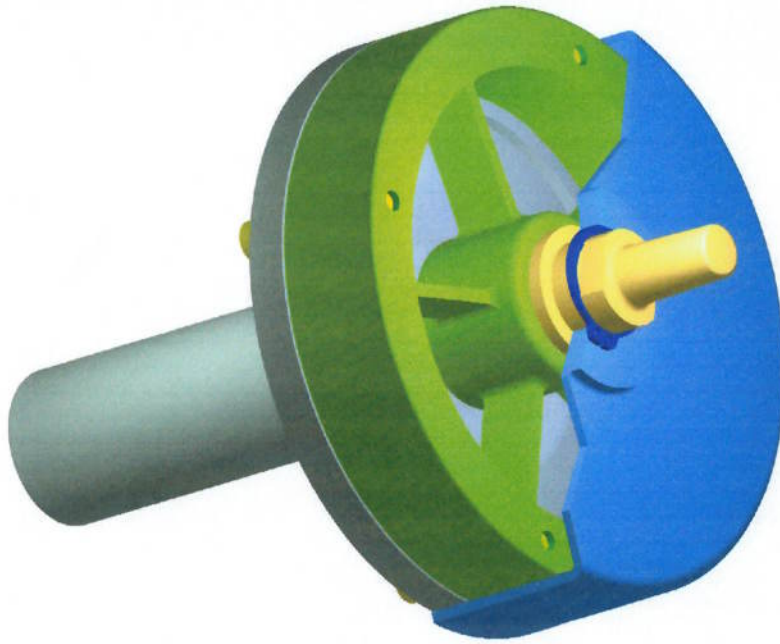


Figura 4.11 – Posicionamento dos extensômetros no dinamômetro

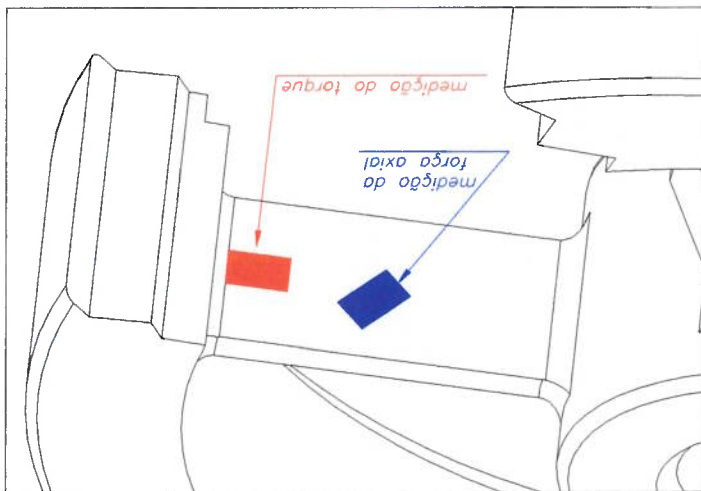


Figura 4.12 – Conjunto do dinamômetro

4.3.1 – Materiais utilizados na fabricação das peças

Escolheu-se o alumínio ABNT 7075-T73 para a construção do transdutor do dinamômetro e as características do material são[40]:

Alumínio ABNT 7075-T73

Composição química:

Al	90%	Cr	0.18-0.28%	Cu	1.2-2%
Fe	0.5% (máx)	Mg	2.1-2.9%	Mn	0.3% (máx)
Si	0.4% (máx)	Ti	0.2% (máx)	Zn	5.1-6.1%
Zr+Ti	0.25% (máx)				

Propriedades mecânicas:

Dureza: 135 HB (500 kg de carga com esfera de 10mm)

Tensão de ruptura: 505 MPa

Tensão de escoamento: 435 MPa

Alongamento: 13%

Módulo de elasticidade: 72 GPa

Coefficiente de Poisson: 0.33

Tensão de fadiga: 150 Mpa (500,000,000 ciclos)

Módulo de cisalhamento: 26.9 Gpa

Tensão de cisalhamento: 300 Mpa

Os ensaios realizados para a comprovação da tensão de escoamento e ruptura, bem como a dureza do material e composição química, foram realizados no Centro de Pesquisas do Instituto Mauá de Tecnologia, e verificou-se que as características do material coincidem com os valores acima.

Para a produção do suporte do elemento elástico (peça 03 dos anexos), optou-se por utilizar aço ABNT 1045, e para a produção da tampa, alumínio ABNT 6063.

4.3.2 - Cálculos

O comportamento das nervuras assemelha-se a uma viga bi-engastada, de acordo com a figura 4.13:

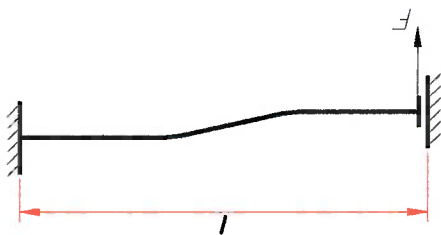


Figura 4.13 [Adaptada de 41] – Viga bi-engastada

Segundo a lei de Hooke,

Considerando que:

$$M = \frac{F \times l}{2}$$

$$M = \frac{F \cdot l}{2} \quad \text{Eq. 4.1 [41]}$$

$$\sigma = E \cdot \varepsilon \quad \text{Eq. 4.2 [42]}$$

$$\sigma = \frac{M}{W} \quad \text{Eq. 4.3 [42]}$$

$$W = \frac{b \cdot h^2}{6} \quad \text{Eq. 4.4 [42]}$$

Pode-se calcular através do torque máximo de 11N.m, a tensão e deformação na nervura, sendo 38.02 MPa e 528.74 $\mu\epsilon$, respectivamente. Poderia-se trabalhar perto de 100 $\mu\epsilon$, porém conforme comentado anteriormente, preferiu-se obedecer valores inferiores à 50% do limite de escoamento do material.

O extensômetro que medirá esta deformação (torque) não deverá sofrer influências da força axial, já que no meio da nervura não há tensões normais geradas pela flexão da solicitação axial, estando este na linha neutra da seção.

Para a força axial, o comportamento das nervuras assemelha-se às solicitações encontradas para o torque de acordo com a figura 4.13, porém neste caso o extensômetro medirá a deformação devido à tensão de cisalhamento, no meio da nervura, onde não há flexão devido à força axial ou torque.

Tem-se que:

$$\tau_{\max} = \frac{3F}{2S} \quad \text{Eq. 4.5 [43]}$$

$$G = \frac{E}{2(1+\nu)} \quad \text{Eq. 4.6 [43]}$$

$$\gamma = \frac{G}{\tau} \quad \text{Eq. 4.7 [43]}$$

$$\epsilon_{\theta} = \epsilon_x \cos^2 \theta + \epsilon_y \sin^2 \theta + \gamma \sin \theta \cos \theta \quad \text{Eq. 4.8 [44]}$$

Considerando a força axial máxima = 3700N, pode-se calcular a tensão máxima de cisalhamento e a deformação a ser medida pelo extensômetro, sendo 29.6 MPa e 547.77 $\mu\epsilon$, respectivamente.

Para a montagem do pino do mandril com o cubo, ilustradas nos anexos, utilizou-se um ajuste prensado longitudinal para garantir a fixação das peças e para tanto se calculou as interferências máximas e mínimas que poderiam ocorrer, para que a montagem resista à solicitação durante os ensaios.

A pressão mínima necessária na zona de contato do ajuste será [45]:

$$P_{\min} = \frac{F_t}{\pi D L v} \quad P_{\min} = \text{pressão mínima necessária} \quad v = \text{coeficiente de aderência (tabelado, [45])} \quad \text{Eq. 4.9}$$

$$P_{\min} = \frac{1200}{8} \frac{\pi \times 16 \times 27 \times 0.1}{8} \Rightarrow P_{\min} = 1.1 \text{ kgfmm}^2$$

A interferência mínima será dada por [45]:

$$I_{\min} = 10^3 (K_f + K_e) P_{\min} D + \Delta U \quad \text{Eq. 4.10}$$

$\Delta U = \text{perda de interferência por alisamento (Eq. 4.14)}$

$$K_f = \frac{(n_f + 1) + (n_f - 1) \bar{Q}_f^2}{n_f E_f (1 - \bar{Q}_f^2)} \Rightarrow K_f = 6.6487 \times 10^{-4} \quad \text{Eq. 4.11}$$

$$n = \text{coef. de Poisson} \quad ; \quad \bar{Q} = \frac{d}{D} \quad \text{Eq. 4.12}$$

$$K_e = \frac{(n_e - 1) + (n_e + 1) \bar{Q}_e^2}{n_e E_e (1 - \bar{Q}_e^2)} \Rightarrow K_e = 3.3319 \times 10^{-5} \quad \text{Eq. 4.13}$$

$$\Delta U = 2(B_f + B_e) \Rightarrow \Delta U = 14.4 \quad \text{Eq. 4.14}$$

$$B = \frac{\text{altura máxima de rugosidade}}{\text{dist. linha média até o pico mais elevado}} \quad \text{Eq. 4.15}$$

$$I_{\min} = 15 \mu\text{m}$$

A instrumentação foi realizada no Laboratório de Resistência dos Materiais da Faculdade de Engenharia Industrial (FEI). Foram colados 6 extensômetros, sendo 4 para a medição do momento de torção e 2 duplos para a medição da força axial. Cada par de extensômetro foi colado em uma nervura, sendo que os dois simples foram colados em faces opostas. A figura 4.14 ilustra o extensômetro para a medição do momento de torção.

4.3.3 – Instrumentação

Portanto optou-se, por selecionar um ajuste convencional do tipo prensado H7/s6, procurando montar as duas peças com uma interferência mínima de 0.02mm.

$$I_{\max} = 118 \text{ Jm}$$

$$p_e = \frac{1 - \bar{Q}_e}{1 + \bar{Q}_e} x \sigma_e \Rightarrow p_e = 45 \text{ kgf} / \text{mm}^2 \quad \text{Eq. 4.18}$$

$$p_f = \frac{1 - \bar{Q}_f}{1 + \bar{Q}_f} x \sigma_f \Rightarrow p_f = 29.02 \text{ kgf} / \text{mm}^2 \quad \text{Eq. 4.17}$$

Onde “ p ” corresponde às pressões que atuam no acoplamento.

$$I_{\max} = 10^3 p_f (K_f + K_e) D + \Delta U \quad \text{Eq. 4.16}$$

A interferência máxima será dada por:

Os extensômetros para a medição do momento de torção, possuem as

seguintes características:

Extensômetro autocompensado para alumínio

Tipo: N2A-13-T001K-350

Número do lote: A57AF568

Resistência: $350\Omega \pm 0.15\%$ (24°C)

Fator: 2.07 (24°C)

Código: 063712-14634

Micro-Measuments Division

Measurements Group, INC.

A cola utilizada foi:

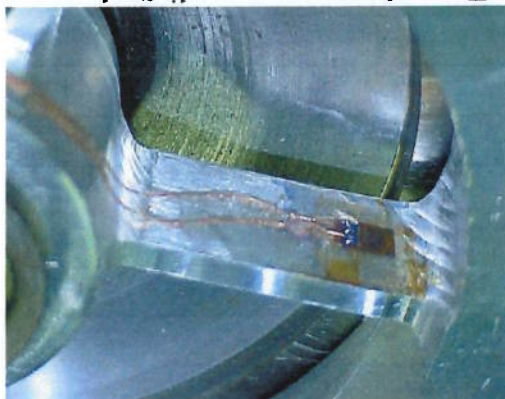
M-610

Referência: J110-16^A

Código: 51101610

Micro-Measuments Division

Figura 4.14 – Extensômetro para medição do momento de torção



O cabo de cobre utilizado para ligação dos extensômetros foi:

Referência: J-134
 AWP 134
 Ø0,160mm

Os pares de extensômetros colados na mesma nervura terão sinais opostos, isto é, um medirá tração (sinal +) e o outro compressão (sinal -), em ambos os canais. Utilizando-se da ponte completa de Wheatstone, e da equação 4.13, as ligações foram feitas de tal maneira que as deformações de cada extensômetro se somem, e a aquisição será feita de maneira que não sejam divididas por quatro, obtendo assim uma leitura de deformação em maior escala.

Para a medição da força axial, utilizou-se extensômetros duplos a 45°, conforme figura 4.15. As ligações foram executadas da mesma maneira que os extensômetros para a medição do momento de torção. A cola utilizada também foi a mesma.

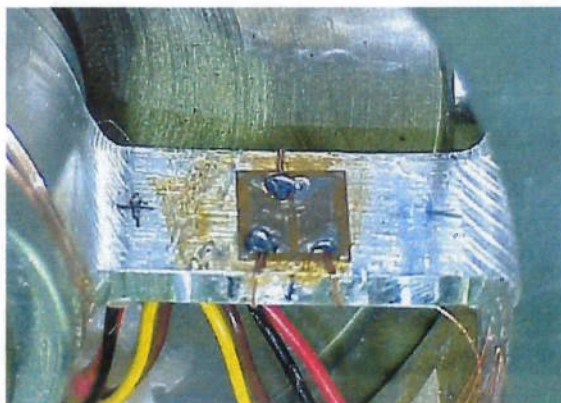


Figura 4.15 – Extensômetro duplo a 45° para medição da força axial

Os extensômetros para a medição da força axial possuem as seguintes características:

Extensômetro autocompensado para alumínio

Tipo: N2A-13-T029Q-350

Número do lote: A57AF09

Resistência: $350\Omega \pm 0.2\%$ (24°C)

Fator: 2.07 (24°C)

Código: 042818-1411

Micro-Measuments Division

Measurements Group, INC.

A figura 4.16 mostra a ligação dos cabos dos extensômetros aos conectores e a figura 4.17, o prensa cabos na saída do dinamômetro. O cabo de saída utilizado foi um AWG 4x26 com malha. Para a ligação dos cabos aos extensômetros e aos conectores utilizou-se solda com estanho.



Figura 4.16 – Conectores dos extensômetros

4.3.4 – Calibração

A calibração foi realizada no Laboratório de Resistência de Materiais da Faculdade de Engenharia Industrial (FEI).

Para a calibração foi utilizado um indicador de leitura de deformação com as seguintes características:

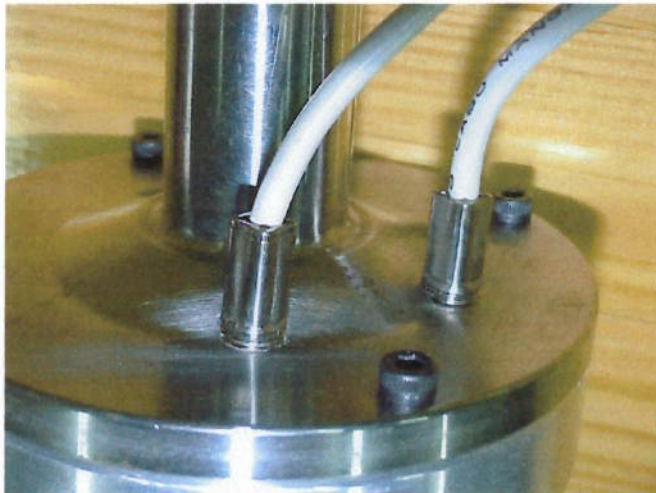
Strain Indicator – P3500

Measurements Group – Instruments Division
Raleigh, North Carolina – USA

Para a verificação da influência da deformação causada pela força axial na leitura do momento de torção e vice-versa, foi utilizada uma caixa de balanceamento com as seguintes características:

Switch & Balance Unit – Model SB-1
Measurements Group – Instruments Division
Raleigh, North Carolina – USA

Figura 4.17 – Prensa cabos



Para a calibração da força axial foi utilizado um dinamômetro pré-afinado com certificado de calibração com as seguintes características:

Probat – Werke
Type BF27 – Nr: 638202
Von Gimborn & Co. Kg
Emmerich - Rhein

Foram colocadas cargas de 196 em 196N (20kg), conforme figura 4.18, onde foram observados os valores de μ e, nos 2 canais, e percebeu-se que houve uma pequena influência da força axial na leitura do torque. Este procedimento foi repetido 5 vezes, e o valor médio das deformações encontradas pode ser visto na tabela 4.2.

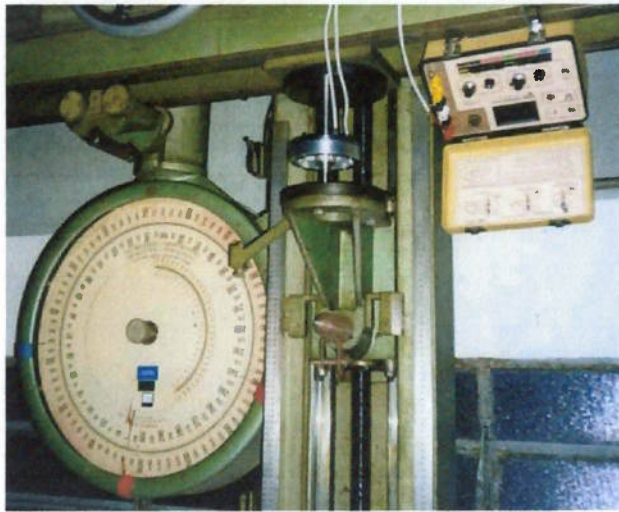
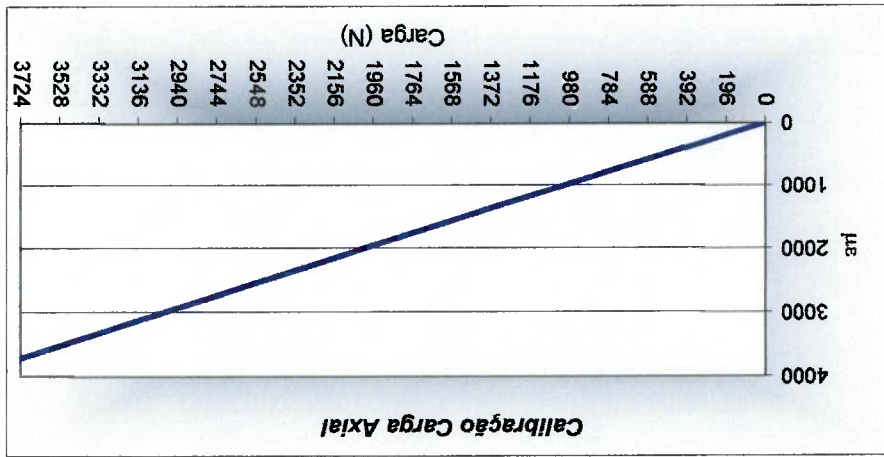


Figura 4.18 – Calibração da força axial

Figura 4.19 – Curva de calibração da força axial



4.19.

Com os dados na tabela 4.2, pode-se construir a curva de calibração, na figura

Tabela 4.2 – Valores da calibração da força axial

Carga (N)	µe Axial	µe Torque
0	0	0
196	118	1
392	234	3
588	352	6
784	472	9
980	590	11
1176	708	13
1372	825	13
1568	941	14
1764	1058	14
1960	1173	15
2156	1289	15
2352	1406	15
2548	1523	15
2744	1640	15
2940	1761	15
3136	1882	16
3332	2006	16
3528	2124	16
3724	2235	16

Através dos dados mencionados percebe-se a linearidade, dos valores de deformação em função das cargas. Com a curva de calibração é possível se obter uma constante que multiplicada pelos valores de $\mu\epsilon$, resultará nos valores de força axial em questão.

Para a calibração do torque, a princípio tentou-se executar-la através de um torquímetro manual, porém a variação das deformações era grande e não foi possível encontrar valores com precisão. Optou-se então, em utilizar uma barra de aço fixa no eixo do mandril com um furo em uma das extremidades, conforme figura 4.20. Aplicou-se neste furo (com distância até o centro conhecida) diversas cargas e obteve-se valores dos momentos de torção com as respectivas deformações, conforme tabela 4.3 e figura 4.21.

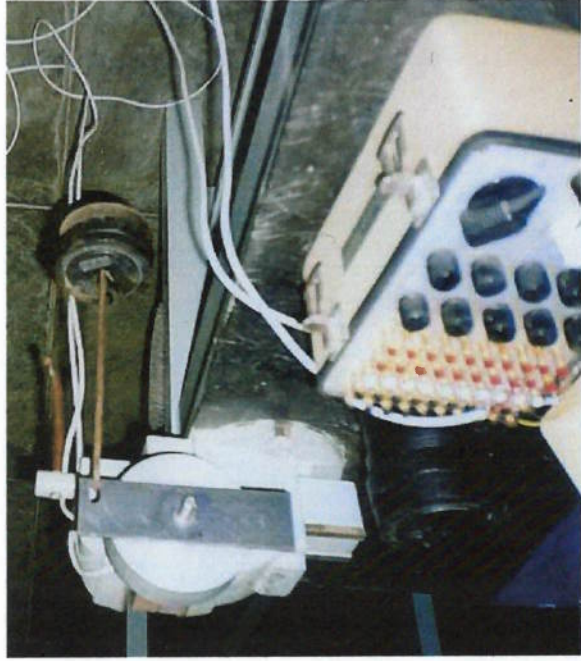


Figura 4.20 – Calibração do momento de torção

Os valores práticos e teóricos das $\mu\epsilon$, quando comparados no caso da força axial coincidem. Já no momento de torção os extensômetros não foram colados exatamente nas extremidades das nervuras devido ao raio de concordância no final da nervura, apresentando um valor de deformação menor, quando comparado com os

Figura 4.21 – Curva de calibração do momento de torção

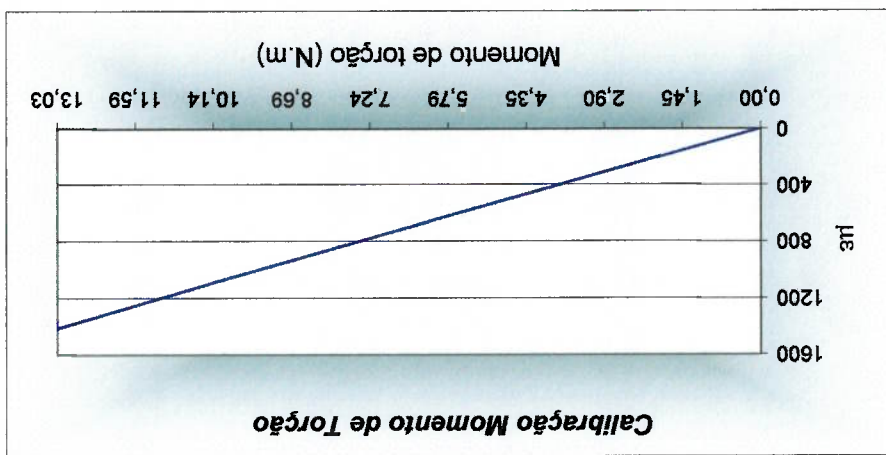


Tabela 4.3 – Valores de calibração do momento de torção

Momento (N.m)	$\mu\epsilon$ Torque	$\mu\epsilon$ Axial
0,00	0	0
0,36	40	1
0,72	79	2
1,45	156	3
2,17	235	4
2,90	313	5
4,35	469	7
5,79	625	9
7,24	780	10
8,69	935	12
10,14	1090	14
11,59	1256	15
13,03	1413	16

valores teóricos, porém isto não terá maiores efeitos no funcionamento do dinamômetro, devido à calibração.

Um problema encontrado foi a influência de uma deformação na outra, chamado de “efeito cruzado”, conforme tabelas 4.2 e 4.3, pois apesar de se ter tentado eliminar este durante o desenvolvimento do dinamômetro, possivelmente pequenas diferenças nos posicionamentos dos extensômetros e deformações diferentes das previstas nas peças, fizeram com que este efeito não fosse totalmente eliminado.

Supondo a furação de aço ABNT 1020, com 0,1 de avanço, com uma broca axial próxima a 1030 N. Neste caso a influência do momento de torção na força axial seria de $\approx 0.5\%$, podendo ser desprezada, e a influência da força axial no momento de torção seria de $\approx 6.5\%$, podendo ser a mesma somada aos valores posteriormente encontrados de acordo com a solicitação, ou pode ser admitido um erro de 7% nas leituras do momento de torção.

5. MATERIAIS E MÉTODOS

5.1 – Equipamentos e materiais utilizados

Torno Universal CNC Traub

Modelo TND 360 com sistema de comando TX-8

Características principais:

- Dimensões: 2.40x1.78x1.80;
- Potência: 38 kW;
- Torque máximo: 630 Nm;
- Faixa de rotação: 7-3150 rpm;



Figura 5.1 – Torno CNC

Aquisição de dados
Spectra Tecnologia

Software: Sistema de aquisição de dados AQUISI MI – V0.26
Hardware: Sistema ST5000 (Figura 5.2)

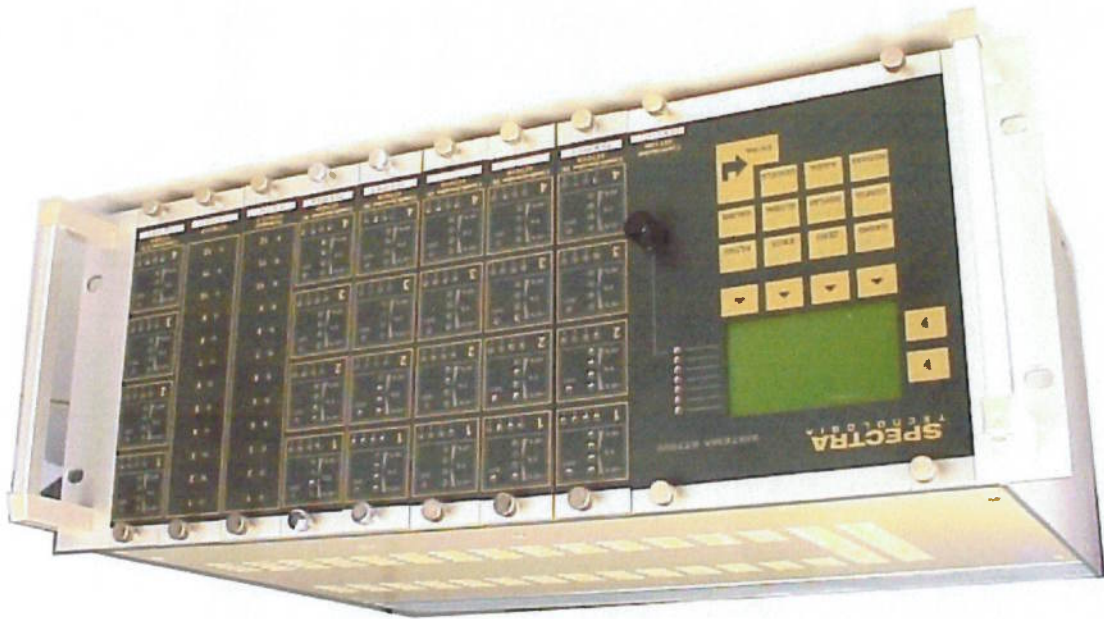


Figura 5.2 – Hardware para aquisição dos sinais

Microcomputador
Pentium III – 500Hz
IBM

Brocas

Dormer Tools S/A

Aço rápido ASTM A-600 M2 – Din 338 – Tipo N – P5 – Afiação cônica

Ø 6mm

Aço rápido ASTM A-600 M2 – NAS 907 – (118°) – Tipo N – P5 – Afiação em cruz

Ø 6mm

Fluido de corte

Emulsão de água com 5% de óleo mineral

Microscópio

Microscópio universal de medição

JENA 3313

Dimensões 1260x1250x700mm

Aumento utilizado para medições dos desgastes: 30x

Materiais:

Aço ABNT 1020 treliado

Composição química [46]:

C 0.17 - 0.23

Fe 99.08 - 99.53

P (máx) 0.04

S (máx) 0.05

$\sigma_{esc} = 592\text{MPa}$

$\sigma_{rup} = 656\text{Mpa}$

Alongamento = 13.4%

Dureza: 196 HB

Aço ABNT 4320 laminado

Composição química [46]:

C 0.17 - 0.22 Cr 0.5 Fe 96

Mn 0.55 Mo 0.25 Ni 1.83

P (máx) 0.035 S (máx) 0.04 Si 0.23

$\sigma_{esc} = 528\text{MPa}$

$\sigma_{rup} = 780\text{Mpa}$

Alongamento = 22.2%

Dureza: 220 HB

Aço ABNT 1040 treliado

Composição química [46]:

C 0.37 - 0.44 Fe 98.6 - 99 Mn 0.6 - 0.9

P (máx) 0.04 S (máx) 0.05

$\sigma_{esc} = 434\text{MPa}$

$\sigma_{rup} = 634\text{Mpa}$

Alongamento = 27.6%

Dureza: 177 HB

Aço ABNT 5140 laminado e retificado, temperado e revenido

Composição química [46]:

C 0.37 - 0.44 Cr 0.8 Fe 98

Mn 0.8 P (máx) 0.035 S (máx) 0.04

Si 0.23

$\sigma_{esc} = 650\text{MPa}$

$\sigma_{rup} = 830\text{Mpa}$

Alongamento = 21.6%

Dureza: 231 HB

As composições químicas dos 4 materiais indicados foram obtidas através da referência [46]. Estas foram verificadas no Centro de Pesquisas do Instituto Mauá de Tecnologia e se apresentaram dentro dos parâmetros indicados, com exceção do aço ABNT 5140, onde o Cromo ficou em torno de 0,99%. Os valores de dureza, alongamento, tensão de escoamento e ruptura foram adquiridos através de ensaios de corpos de prova também realizados no Centro de Pesquisas do Instituto Mauá de Tecnologia.

5.2 – Procedimento experimental

O dinamômetro foi fixado no porta-ferramentas do torno, conforme figura 5.3.

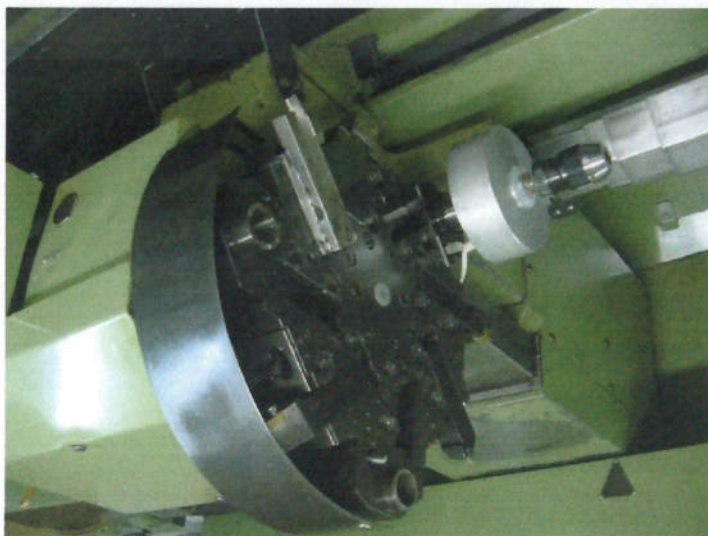


Figura 5.3 – Fixação do dinamômetro no torno

Os cabos foram ligados no sistema de aquisição de dados, que estava interligado a um microcomputador, com o Software (descritos anteriormente). Todos os ensaios foram realizados utilizando refrigeração em abundância e comprimento de 4x o diâmetro da broca, não caracterizando assim furção profunda.

Todos os furos executados seguiram a seguinte sequência:

- 1) Alimentação da barra, até encostar na ponta de uma broca de centro devidamente posicionada a uma certa distância da face da barra, para garantir um padrão de comprimento na alimentação, evitando possíveis variações nos comprimentos de furção;

- 2) A broca de centro recua e em seguida executa o furo de centro;
- 3) O dinamômetro é posicionado com a broca helicoidal e executa o furo, com os parâmetros adequados. Durante a furção os sinais foram gravados;
- 4) A barra é cortada com uma ferramenta de sangrar, e alimentada novamente.

Para os aços ABNT 1020 e 4320, foram realizados ensaios com variação da velocidade de corte e do avanço. Os valores dos esforços obtidos para estes materiais poderão ser comparados com os modelos apresentados no capítulo 3, já que existem dados disponíveis sobre estes.

As condições de corte recomendadas pelo fabricante são:

ABNT 1020	Ø6mm	Vc = 25m/min;	rpm = 1326;	a = 0.109 mm/volta
ABNT 4320	Ø6mm	Vc = 20m/min;	rpm 1061;	a = 0.109 mm/volta

A velocidade de corte variou de 10 a 35 m/min, e o avanço de 0.05 a 0.25 mm/volta, para ambos os materiais durante os ensaios. Uma única barra foi suficiente para a realização dos corpos de prova para coleta dos dados citados anteriormente, e os ensaios de furção, não havendo problemas em mudanças de barras e possíveis mudanças nas características do material em função da fabricação em lotes diferentes.

Para os aços ABNT 1040 e 5140, foram realizados ensaios para avaliação dos esforços em função do desgaste da broca.

As condições de corte recomendadas pelo fabricante, e utilizadas durante todos os furos foram:

ABNT 1040	Ø6mm	Vc = 25m/min;	rpm 1326;	a = 0.109 mm/volta
ABNT 5140	Ø6mm	Vc = 20m/min;	rpm 1061;	a = 0.109 mm/volta

As barras disponíveis para os ensaios possuíam comprimento suficiente para execução de 21 furos. O dinamômetro não foi utilizado em todas as furações, sendo utilizado nos intervalos de troca de barras, ou seja, durante a execução dos 21 furos, foi utilizado um outro mandril preso no torno, e logo após 3 medidas foram tomadas com o dinamômetro, sempre utilizando a mesma barra, para evitar possíveis variações de características, devido a lotes diferentes, e desta forma medindo as variações dos esforços somente em função do desgaste da broca e do processo. Quando a barra utilizada para as medições terminou, outra barra foi escolhida, comparando as durezas e selecionando a barra que apresentou dureza mais próxima da anterior.

Depois de executadas as 3 medições com o dinamômetro, a broca era submetida à medição de desgaste, utilizando o microscópio ótico (detalhado no início deste capítulo). Para a medição dos desgastes foi construído um dispositivo para alinhar a aresta principal de corte na horizontal. Antes do início das medições dos desgastes foi executada uma pequena marcação na broca, para que ao ser posicionada no dispositivo (também marcado), a mesma sempre ficasse na mesma posição. A ampliação utilizada para as medições foi de 30x.

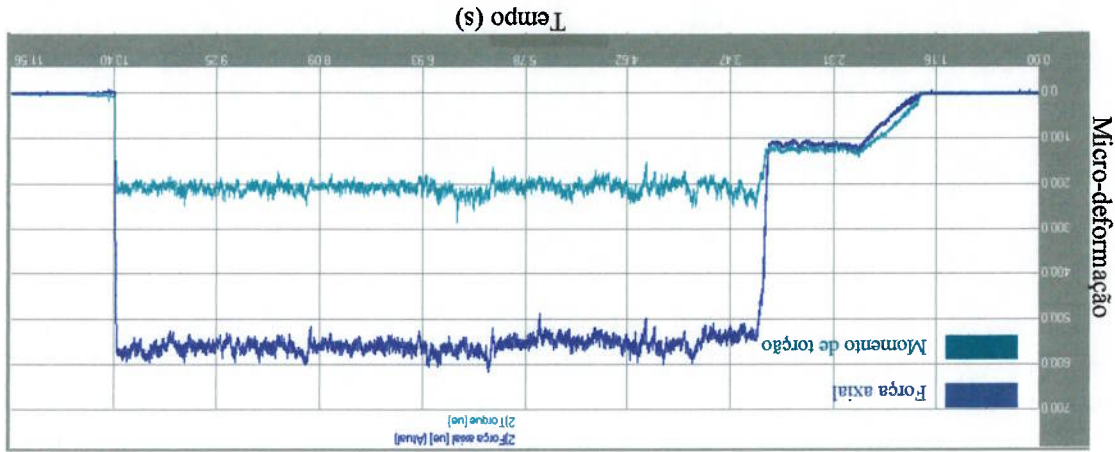
5.3 – Resultados obtidos e discussões

5.3.1 – Análise dos dados

Durante a execução dos furos, todos os sinais foram gravados para posterior análise. As condições para aquisição dos sinais foram:

Alimentação: 10V	:	Fundo de escala: 1200 μe
Filtros: nenhum	:	Frequência de aquisição: 1000 Hz

A figura 5.4, mostra um sinal gravado durante a furagem do aço ABNT 1020.



O primeiro trecho do sinal corresponde ao avanço da broca antes de encostar no material a ser furado. Em seguida os esforços aumentam e permanecem “constantes” por um determinado tempo, que corresponde à parte paralela do furo de centro executado. Logo após, a broca começa a furagem em cheio até atingir o comprimento de 4x o diâmetro da broca, onde a seguir é deslocada para fora da peça. Pode-se utilizar um recurso do software que utilizando a “Transformada de Fourier”, transforma o sinal adquirido em espectro de frequência, conforme figura

5.5. Este espectro leva em conta todas as amplitudes captadas durante a aquisição de um determinado sinal.

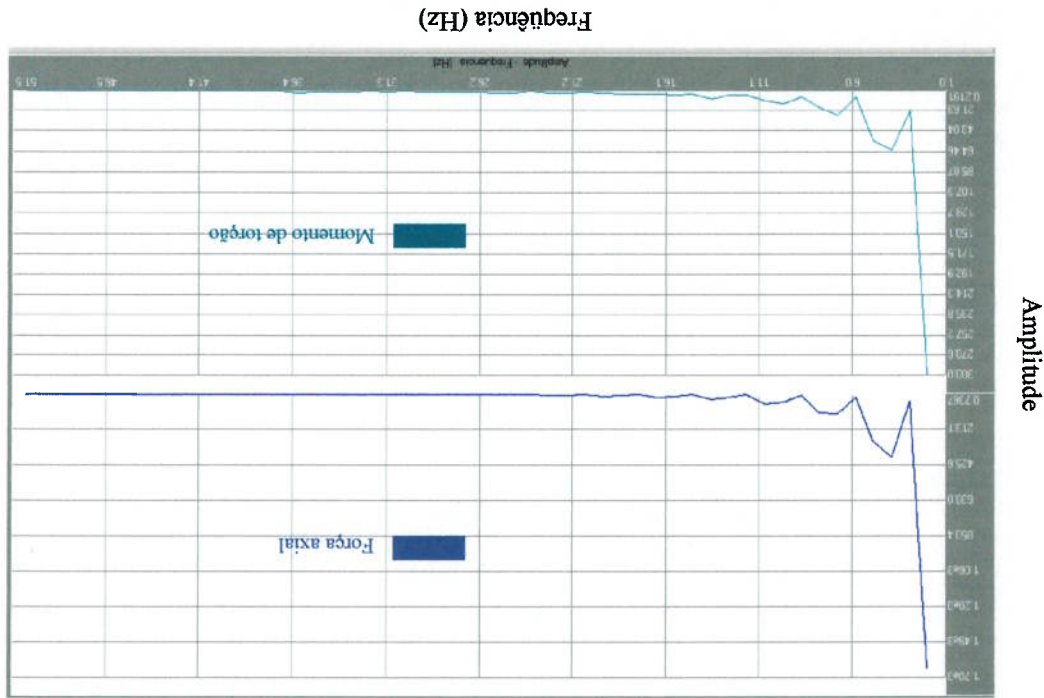


Figura 5.5 – Espectro de frequência

Nota-se que as maiores amplitudes encontram-se próximas a 2 Hz de frequência, e que acima de 40 Hz não há praticamente sinais de qualquer amplitude. Fazendo uma análise mais detalhada dos sinais, trecho a trecho, desde o início onde as $\mu\epsilon_s$ estavam praticamente ausentes, o período onde houve aumento das solicitações devido ao encontro da broca com o material, o trecho onde as solicitações foram praticamente “constantes” e assim por diante até seu retorno ao zero novamente, nota-se a presença de várias outras frequências com amplitudes menores e valores máximos de 200 Hz. Acima de 200 Hz não foi constatada a presença de nenhuma amplitude. No trecho inicial, onde não houve solicitações, foi constatada a presença de ruídos em torno de 60 Hz, porém com amplitude muito pequena quando comparada com as amplitudes principais do sinal.

Existente a possibilidade da utilização de filtros digitais nos sinais gravados para a eliminação de qualquer faixa de frequência, porém para que isto possa ser feito de maneira adequada é necessário um estudo mais aprofundado das frequências encontradas e sua correlação com o processo de furação, para que não sejam eliminadas parcelas importantes do sinal. Como as frequências principais encontradas nos sinais são baixas, alguns testes de filtros foram executados eliminando frequências acima de 10 Hz, (por exemplo), e constatou-se que o sinal se transforma em uma linha sinuosa sem as variações encontradas na figura 5.4, porém alguma parcela importante do sinal poderia ser perdida com esta eliminação. Portanto, em trabalhar com o sinal sem a utilização de filtros e através de ferramentas estatísticas, encontrar os valores médios das solicitações.

Multiplicando os valores das μ s encontradas, pela constante obtida através das curvas de calibração de cada canal, é possível obter gráficos da força axial em N e do momento de torção em N.m, conforme figura 5.6.

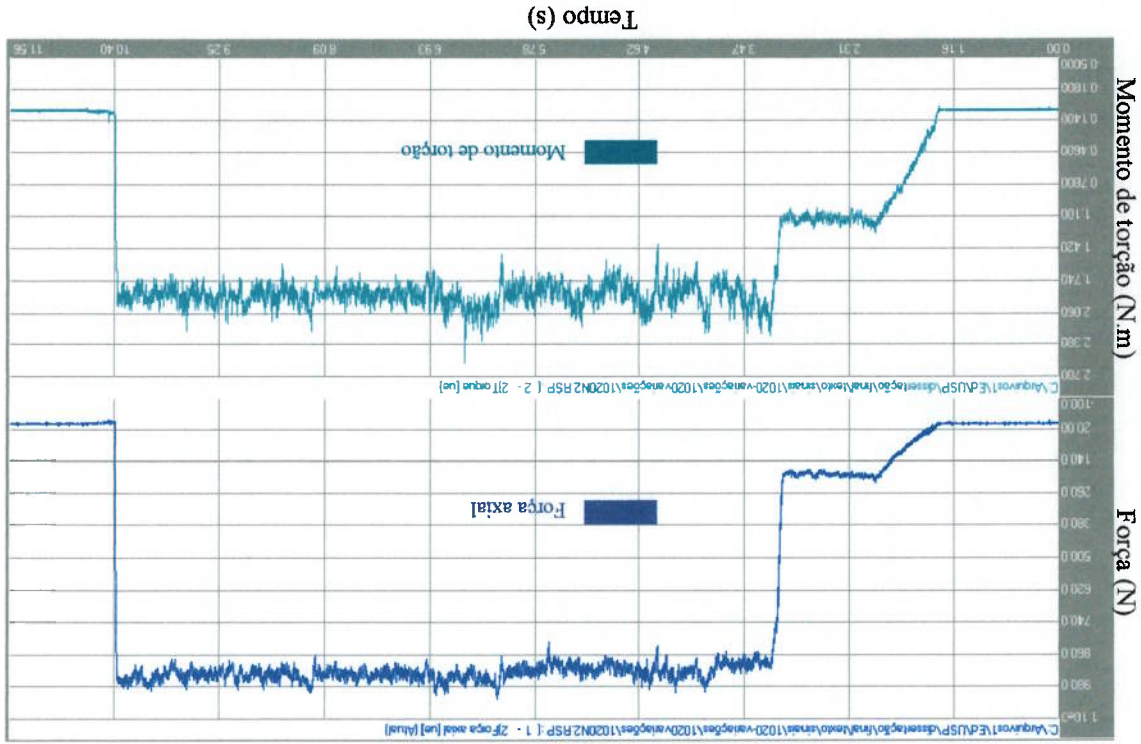


Figura 5.6 – Variação da força axial e momento de torção na furação do aço ABNT 1020

Trabalhando com as ferramentas estatísticas disponíveis pelo software, pode-se encontrar dados como a média, variância, desvio padrão, RMS (Root mean square) e fator crista de cada trecho do sinal, conforme figura 5.7

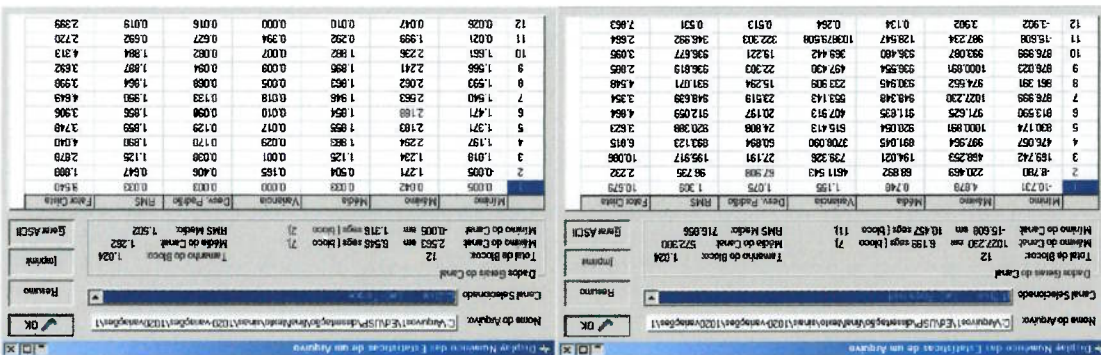


Figura 5.7 – Dados estatísticos da figura 5.6

O valor a ser considerado como força axial e momento de torção de cada sinal, foi a média aritmética dos valores encontrados nos trechos onde houve a furação em cheio do material. Cada trecho foi constituído de 1024 pontos, podendo ser este valor ajustável. Para os valores encontrados na figura 5.7, chega-se aos valores de 926.1 N e 1.93 N.m.

As variações encontradas para o momento de torção e força axial ao longo do sinal, devem-se à vários fatores, e pode-se citar:

- heterogeneidade do material;
- formação e quebra de cavaco;
- mudanças tribológicas no par peça/ferramenta;
- mudanças na refrigeração;
- outros fatores como cavacos que podem prender-se e depois serem soltos nas guias ou na superfície de saída, podendo alterar as solicitações.

A refrigeração mostrou-se importante durante a execução dos mais de 700 furos feitos nos ensaios. A refrigeração durante a furação no torno, é mais precária do que em outros processos onde a broca trabalha na vertical, como por exemplo, em um centro de usinagem vertical, pois neste caso a tendência do fluido é penetrar na peça, enquanto que no torno, apesar de estar direcionada para a face da peça a ser

furada, grande parte do fluido pode dispersar-se antes de encontrar a ponta da broca. Este problema torna-se mais grave com o aumento da profundidade do furo, pois o fluido, neste caso, necessita percorrer um trajeto maior para que haja uma boa troca de calor, e este possa executar suas outras funções.

Notou-se durante os experimentos que alguns cavacos ficaram presos nas superfícies de saída da broca, mesmo depois de retirada do furo. Isto deve-se às altas temperaturas ocorridas durante o processo, e devido aos altos esforços na interface pega-ferramenta, especialmente no final da profundidade dos furos.

5.3.2 – Valores encontrados na furagem do aço ABNT 1020

Foram executados alguns furos com os parâmetros indicados pelos fabricantes das brocas, para que a broca entrasse em regime normal de utilização e em seguida foram feitas as leituras da força axial e do momento de torção, com a gravação dos respectivos sinais.

Para o aço ABNT 1020, as variações foram as seguintes:

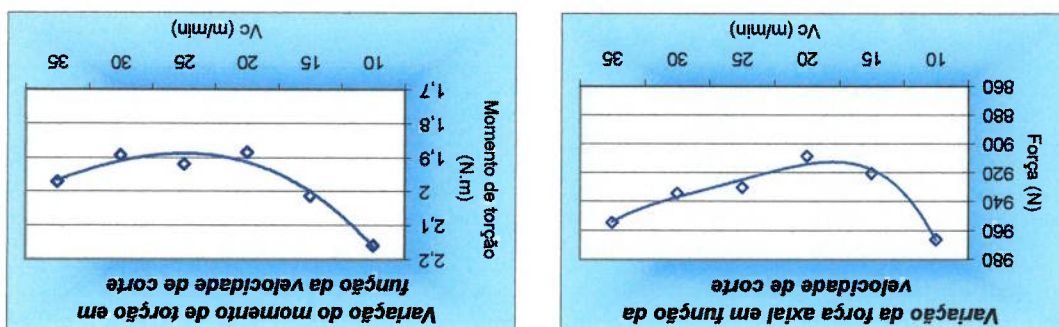
- Com avanço de 0.109 mm/volta (recomendado pelo fabricante):
Velocidades de corte utilizadas: 10, 15, 20, 25, 30 e 35 m/min;
- Com velocidade de corte de 25 m/min (recomendada pelo fabricante):
Avanços utilizados: 0.05, 0.1, 0.15, 0.2 e 0.25 mm/volta;

Com os resultados obtidos, e através dos critérios estabelecidos no item anterior, foi possível traçar os gráficos, conforme figuras 5.8 e 5.9:

O gráfico 5.8 mostra que com o aumento do avanço, ocorre um aumento dos esforços durante o processo de furagem. Com o aumento do material a ser removido por volta, torna-se evidente que a broca deverá sofrer maiores solicitações e consequentemente aumento na temperatura. Neste caso a refrigeração passa a ter um papel ainda mais importante no processo, pois caso esta fosse mais eficiente, como uma refrigeração interna, por exemplo, as temperaturas poderiam ser de menor ordem e provavelmente os esforços também diminuiriam. Utilizando avanço de 0,25 mm/volta, a broca tornou-se instável durante o processo, à medida que aumentava a profundidade do furo, apresentando bruscas variações nos esforços, e após ser

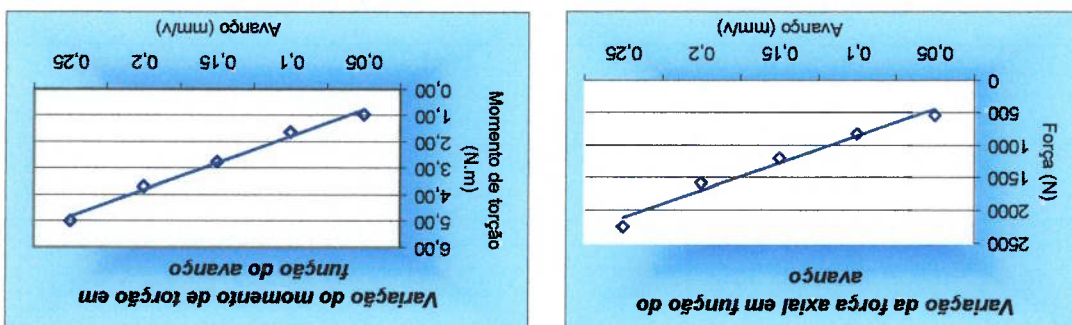
velocidade de corte para o aço ABNT 1020

Figura 5.9 – Variação da força axial e do momento de torção em função da



para o aço ABNT 1020

Figura 5.8 – Variação da força axial e do momento de torção em função do avanço



5.10. retirada do material, apresentou cavacos “caldeados” na superfície de saída, e uma aparência escura devido às altas temperaturas a que foi submetida, conforme figura



Figura 5.10 – Aparência da broca depois da furagem com avanço de 0.25 mm/volta

A figura 5.9 mostra a variação dos esforços de corte com relação à velocidade de corte. As variações encontradas podem ser explicadas pela mudança na pressão específica de corte. A diminuição dos esforços de corte em determinadas velocidades, é explicada pela diminuição da dureza do material [47] em determinadas temperaturas, e a variação do atrito entre o par peça/ferramenta [11]. Os menores valores encontrados ocorreram na velocidade de corte de 20 m/min. O aumento dos esforços em determinados valores de velocidade, também devem-se à mudanças na dureza do material, devido à mudança de fase $\alpha\text{-}\gamma$ [11]. Outra possível causa é a mudança no grau de recalque do material, proveniente da variação do coeficiente de atrito [11].

Também foram realizados alguns ensaios com brocas de afiação em cruz. As variações utilizadas foram:

- Com avanço de 0.109 mm/volta:

Velocidades de corte utilizadas: 10, 15, 20, 25, 30 e 35 m/min;

Os resultados encontrados mostraram que a broca com afiação em cruz, foi menos solicitada. Para todos os casos estas solicitações variaram em torno de 4 a 6%, exceto nos maiores avanços, onde a diferença foi de 20% para a força axial e 12% para o momento de torção. Esta diferença mostra que a diminuição da aresta

Figura 5.12 – Variação da força axial e do momento de torção em função da velocidade de corte para o aço ABNT 1020, utilizando broca com afiação em cruz

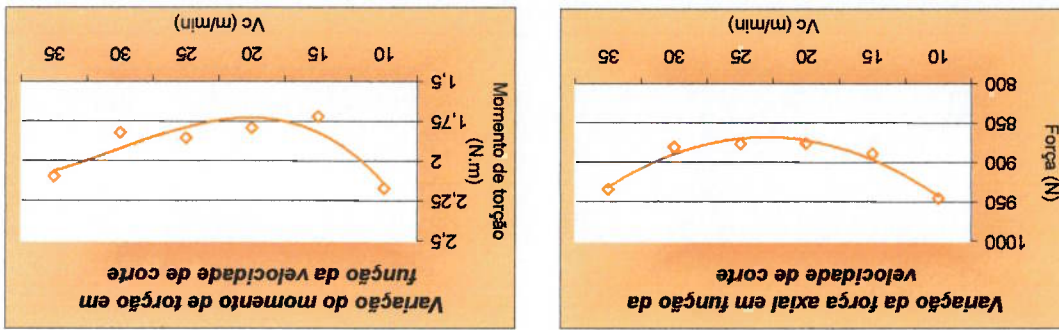
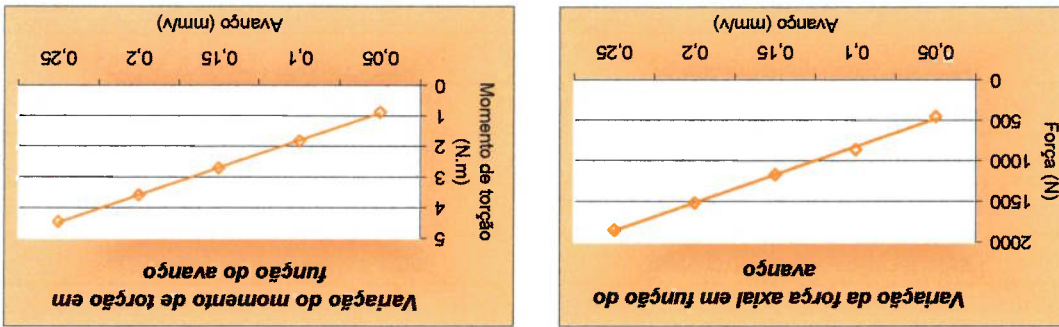


Figura 5.11 – Variação da força axial e do momento de torção em função do avanço para o aço ABNT 1020, utilizando broca com afiação em cruz



Os resultados encontrados podem ser vistos nas figuras 5.11 e 5.12.

Avanços utilizados: 0.05, 0.1, 0.15, 0.2 e 0.25 mm/volta;

- Com velocidade de corte de 25 m/min;

transversal de corte diminui consideravelmente os esforços durante altos avanços, principalmente a força axial, onde a aresta transversal possui maior influência.

5.3.3 – Valores encontrados na furagem do aço ABNT 4320 com variações de velocidade e avanço

Para o aço ABNT 4320, as variações foram as seguintes:

- Com avanço de 0.109 mm/volta (recomendado pelo fabricante):
Velocidades de corte utilizadas: 10, 15, 20, 25, 30 e 35 m/min
- Com velocidade de corte de 20 m/min (recomendada pelo fabricante):
Avanços utilizados: 0.05, 0.1, 0.15, 0.2 e 0.25 mm/volta

Os resultados encontrados, estão ilustrados nas figuras 5.13 e 5.14.

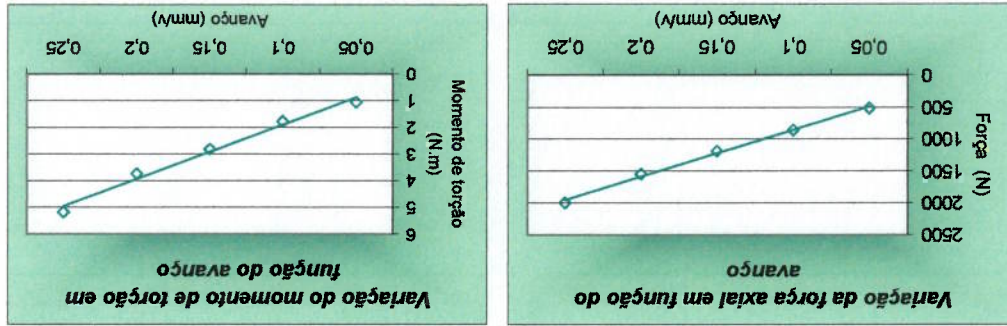


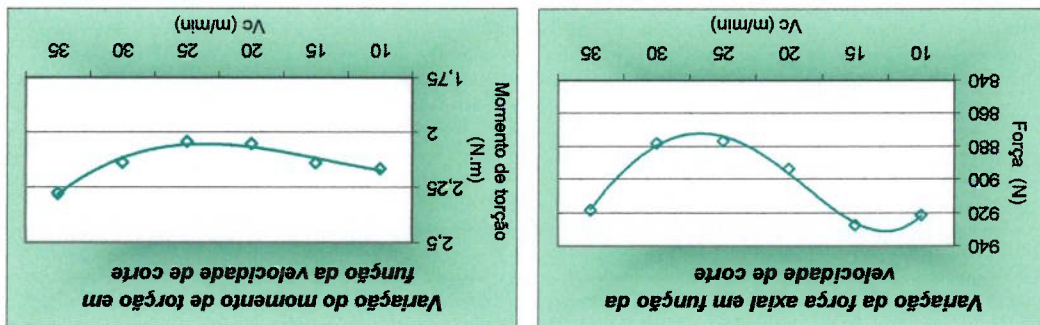
Figura 5.13 – Variação da força axial e do momento de torção em função do avanço para o aço ABNT 4320

Com os modelos matemáticos apresentados no capítulo 3 e com os dados práticos obtidos, é possível obter comparações. Porém as comparações não são exatas, pois apesar dos materiais receberem a mesma designação, os que foram empregados nos ensaios possuem características mecânicas diferentes daqueles empregados pelos pesquisadores no desenvolvimento dos modelos matemáticos. Além disso, neste trabalho utilizou-se um torno para a execução dos furos, e conforme comentado a refrigeração diferenciava-se um pouco com relação aos outros

5.3.4 – Comparação entre valores obtidos experimentalmente e os modelos para os aços ABNT 1020 e 4320

Comparando os resultados obtidos durante a furagem do aço ABNT 1020 e do 4320, prevalecem as mesmas explicações técnicas expostas no item anterior, porém neste material observou-se que com o aumento da profundidade do furo, a broca foi mais solicitada, nos avanços a partir de 0.15 mm/volta e nas velocidades de corte a partir de 30 m/min, e este fato deve-se à diminuição do poder de refrigeração do fluido de corte, que se tornou mais evidente quando um aço ligado foi furado, aumentando a temperatura do processo.

Figura 5.14 – Variação do momento de torção em função da velocidade de corte para o aço ABNT 4320



processos. Optou-se em utilizar os dados recomendados pelo fabricante das brocas e comparar com os modelos matemáticos. Os materiais empregados pelos pesquisadores, possuem as seguintes características:

- Aço ABNT 1020
 $\sigma_{rup} = 38.5 \text{ kgf/mm}^2$
Dureza: 115 HB
- Aço ABNT 4320
 $\sigma_{rup} = 64.9 \text{ kgf/mm}^2$
Dureza: 244 HB

As comparações encontram-se nas figuras 5.15 e 5.16.

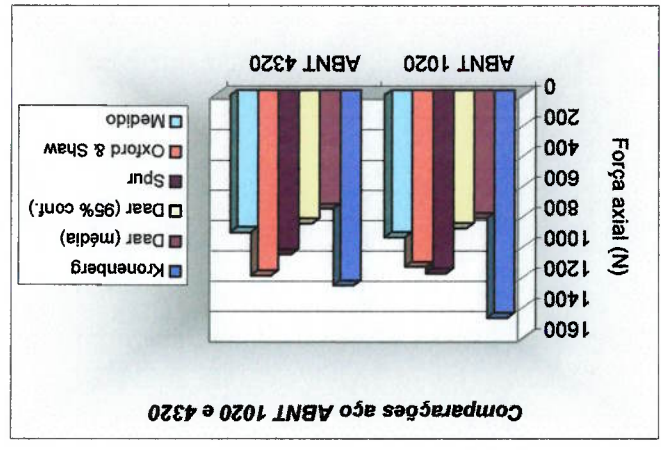


Figura 5.15 – Comparação entre os dados práticos e teóricos para a força axial

Não existem constantes empíricas para comparar os valores encontrados na furação dos aços ABNT 1040 e 5140. Optou-se por estudar o comportamento dos esforços na furação ao longo da vida da broca, usando como parâmetro o número de furos executados e o desgaste na aresta principal de cortes.

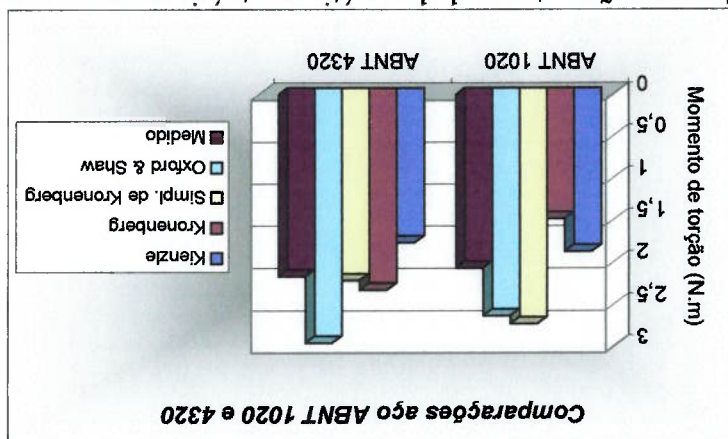
As condições de corte recomendadas pelo fabricante e utilizadas durante todos os ensaios foram:

5.3.5 – Resultados obtidos na furação dos aços ABNT 1040 e 5140

As comparações da força axial mostram que os valores encontrados para os dois materiais ficaram mais próximos das equações de DAAR [1], conforme previsto por FERRARESI [13].

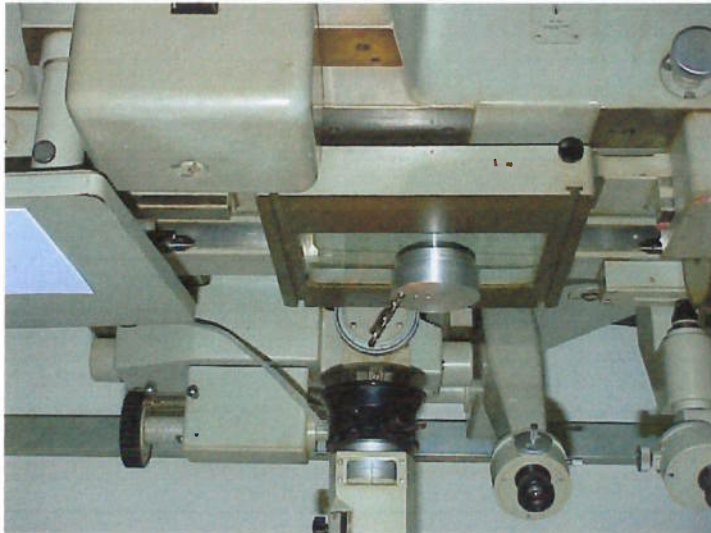
As comparações do momento de torção mostram que para o aço ABNT 1020, os valores encontrados na prática ficaram mais próximos de Kienzle, enquanto que para o aço ABNT 4320, ficaram mais próximos da equação de Kronenberg, que é a equação mais precisa segundo FERRARESI [13].

Figura 5.16 – Comparação entre os dados práticos e teóricos para o momento de torção



As figuras 5.18 e 5.19, mostram os resultados obtidos nas medições dos esforços. Como foram feitas 3 medições, o valor plotado no gráfico, corresponde a média aritmética das várias médias de todos os trechos onde ocorreu furação em cheio durante as 3 medições.

Figura 5.17 – Microscópio utilizado na medição do desgaste das brocas



O desgaste foi medido na aresta principal de corte alinhando esta na horizontal, conforme figura 5.17. Foi feita uma pequena marcação na broca e no dispositivo para que a medição fosse executada sempre nos mesmos pontos. O dispositivo também foi fixado no microscópio para que não houvesse alterações no posicionamento. O desgaste considerado foi a média aritmética dos maiores valores encontrados nas arestas, ou seja, na periferia da broca.

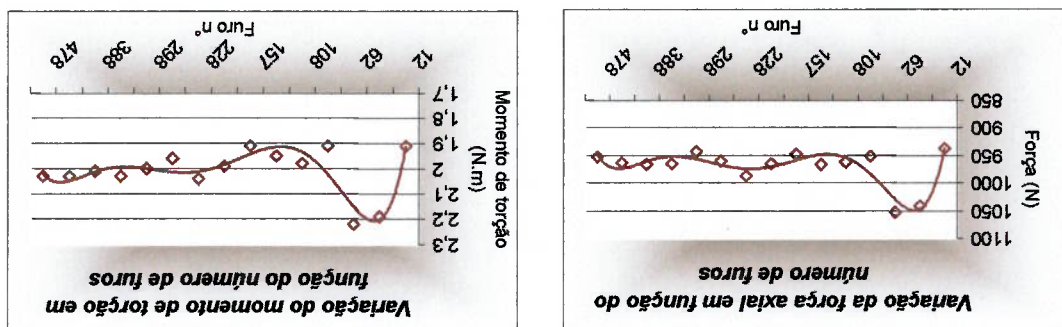
ABNT 5140	$\varnothing 6\text{mm}$ $V_c = 20\text{m/min}$;	rpm 1061;	$a = 0.109$ mm/volta
-----------	---	-----------	----------------------

ABNT 1040	$\varnothing 6\text{mm}$ $V_c = 25\text{m/min}$;	rpm 1326;	$a = 0.109$ mm/volta
-----------	---	-----------	----------------------

Analisando as figuras 5.18 e 5.19, nota-se em ambos os materiais, um aumento nos esforços de corte e em seguida uma queda ao longo dos furos executados. No início da vida da broca, esta encontra-se com suas arfações intactas e as propriedades do material preservadas. Ao executar alguns furos, ocorrem mudanças nos fios de corte da ferramenta, e esta começa a desgastar-se, com início de adesão do material da peça na ferramenta [5], explicando o aumento dos esforços colocados nas figuras em discussão. Os aumentos foram praticamente de mesma grandeza, em ambos os materiais, e em seguida diminuíram. Após a adesão ocorrida há uma situação de favorecimento de saída do cavaco, diminuindo os esforços [5].

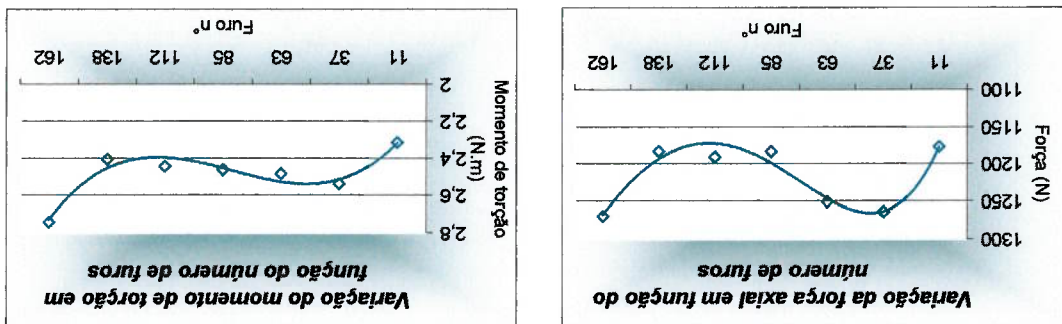
furos para o aço ABNT 1040

Figura 5.19 – Variação da força axial e momento de torção em função do número de



furos para o aço ABNT 5140

Figura 5.18 – Variação da força axial e momento de torção em função do número de



sendo que após este ponto tanto o desgaste como os esforços de corte tiveram pequenas variações. A broca utilizada na furacão do aço ABNT 5140, apresentou uma vida bem menor quando comparada com a utilizada para o aço ABNT 1040, devido ao material oferecer resistência maior ao corte. Na figura 5.18, pode-se notar o aumento dos esforços com a proximidade do fim de vida da broca. Optou-se por determinar o fim de vida pelo desgaste acentuado encontrado, e pelo fato de que ao aproximar-se do final do comprimento do furo, a broca possuía grandes vibrações e ruídos excessivos, sendo praticamente impossível continuar a utilizá-la sem um breve colapso.

Quanto a broca utilizada na furacão do aço ABNT 1040, não foram observadas mudanças significativas em seu comportamento, com a exceção de pequenas variações nos esforços durante o processo, mesmo depois de terem sido executados mais de 500 furos. O desgaste mostrou uma pequena tendência de aumento, conforme figura 5.20.

A figura 5.20, mostra a variação do desgaste em função do número de furos executados para ambos os materiais.

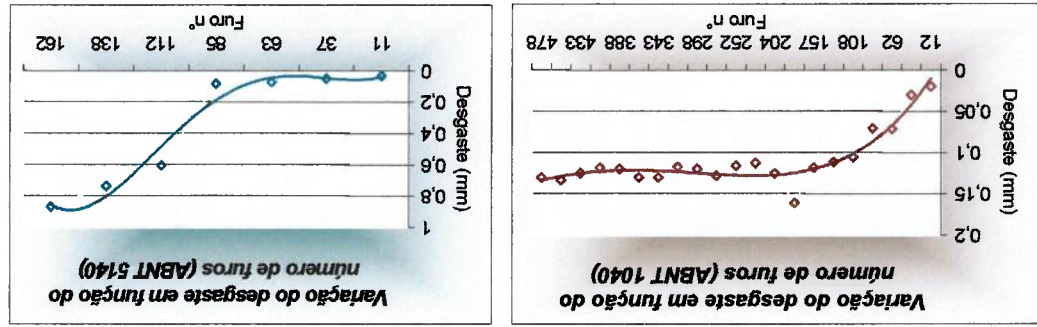


Figura 5.20 – Variação do desgaste em função do número de furos executados, para o aço ABNT 1040 e 5140

O aumento repentino do desgaste para o aço ABNT 5140, corresponde aos estudos executados por LEF [21], sendo necessário maiores estudos, a começar pela microestrutura da broca ao longo do desgaste, para justificar este fato. A figura 5.21 mostra a broca utilizada durante a furagem do aço ABNT 5140, depois de 160 furos executados durante a furagem do aço ABNT 1040, também depois de 160 furos executados.



Figura 5.21 – Desgaste da broca depois de 160 furos executados no aço ABNT 5140



Figura 5.22 – Desgaste da broca depois de 160 furos executados no aço ABNT 1040

Nota-se na figura 5.21, que o maior desgaste ocorreu na periferia da broca, e isto, provavelmente deve-se às maiores velocidades de corte impostas nestes pontos, bem como o ângulo de cunha menor. Ao longo da aresta principal de corte, conforme visto anteriormente, ocorrem variações na velocidade, sendo que a quantidade de material cortada ao longo da aresta é a mesma, e a periferia da broca tem um deslocamento sobre a peça “n” vezes maior do que os pontos na aresta principal próximos à aresta transversal, causando um possível aumento na temperatura e um maior desgaste.

Na figura 5.22, nota-se que o desgaste é praticamente constante ao longo da aresta principal e esta condição se manteve até a execução de 500 furos, com a mesma broca.

6. CONCLUSÕES

O processo de furação possui grande importância dentro os processos de fabricação e passou por uma evolução diferenciada, com relação aos outros. Diversas pesquisas vem sendo desenvolvidas recentemente sobre o assunto, principalmente na área de monitoramento do processo através do desgaste da ferramenta, de novos materiais e de recobrimentos das brocas. Não há grande sucesso nas pesquisas que tentaram utilizar o processo de furação sem a utilização de refrigeração. Esta dissertação concentrou-se no desenvolvimento de um dinamômetro para medir forças de corte, e investigar os esforços de furação. Neste sentido, o desenvolvimento experimental e os resultados obtidos permitem as seguintes conclusões:

➤ Embora não controlada durante os ensaios, nota-se que a temperatura é um parâmetro importante na qual está diretamente correlacionada com os esforços no processo.

➤ O dinamômetro construído apresentou resultados satisfatórios, e foi possível comparar os modelos matemáticos com os resultados obtidos nesta dissertação. Um estudo mais detalhado do espectro de frequências, para que se possam utilizar filtros adequados, poderá melhorar a precisão do equipamento.

➤ Os esforços na furação com brocas helicoidais com afiação em cruz são menores do que quando se utilizam brocas com afiação cônica, principalmente a força axial em altos avanços.

➤ Com as variações de avanço e velocidades de corte, ocorrem alterações nos esforços durante o processo de furação.

➤ O desgaste nas brocas se mantém praticamente “estável” durante uma certa quantidade de furos, e aumenta exponencialmente em dado momento, surgindo uma transição de desgaste moderado para desgaste severo. A broca utilizada na furação do aço ABNT 5140 apresentou vida menor quando

comparada com a furação do aço ABNT 1040. Para se obter uma caracterização mais aprofundada sobre este item, seriam necessários maiores estudos da evolução microestrutural do material da broca e da peça ao longo da execução dos furos.

- Correlacionar as alterações nos esforços devido às variações no avanço e velocidade de corte com possíveis alterações na qualidade e geometria dos furos;
- Analisar o equipamento desenvolvido neste trabalho e seus sinais, juntamente com acelerômetros ou cristais piezoelétricos, colocados no corpo do dinamômetro, na máquina e na broca, a fim de correlacionar melhor as variações encontradas nos esforços;
- Estudar o mecanismo de desgaste das brocas, através da análise da micro-estrutura do material, com o objetivo de identificar os motivos do aumento repentino do desgaste em determinado período da vida da broca helicoidal de aço rápido;
- Desenvolver modelos para prever a vida de uma broca helicoidal, baseados no item anterior e na variação dos esforços ou vibração da ferramenta;
- Estudar o processo de furagem com brocas helicoidais de aço rápido e de metal duro ou revestidas de pequenos diâmetros, para comprovar o custo benefício do processo nas diferentes situações;
- Estudar o processo de furagem com brocas helicoidais e refrigeração interna, para verificação do desempenho da ferramenta em altos avanços;
- Estudar o processo de furagem com materiais endurecidos, que é uma das tendências dos processos de usinagem;
- Estudar o processo de furagem sem utilização de refrigeração, encontrando um limite viável de trabalho nestas condições;
- Estender o estudo para todo o campo dimensional de brocas normalizadas.

7. SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

8. BIBLIOGRAFIA

- 1) DARR, H. A. Uma contribuição ao conhecimento do processo de furacão dos aços com brocas helicoidais. São Carlos, 1967. 233p. Tese (Doutorado) - Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo.
- 2) DINIZ, A. E.; MARCONDES, F. C.; COPPINI, N. L. Tecnologia da usinagem dos materiais 3. ed. São Paulo, Artiver Editora, 2001.
- 3) TÖNSHOFF, H.K.; KÖNIG, W. Machining of holes, developments in drilling technology. *Annals of the CIRP*, v.43, p.551-561, 1994.
- 4) SHUNMUGAM, M. S.; REDDY, S. V. B.; NARENDHAN, T. T. Optimal selection of parameters in multi-tool drilling. *Journal of materials processing technology*, v.103, p.318-323, 2000.
- 5) NOVASKI, O. Contribuições ao processo de furacão com brocas helicoidais. Campinas, 1996. 131p. Tese (Livre Docência) - Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Campinas.
- 6) S.A. SANDVIK, TTTEX PLUS. Novas tendências e tecnologias na área de furacão e rosqueamento. 1998.
- 7) DEGARMO, E. P.; BLACK, J. T.; KOHSER, R. A. *Materials and processes in manufacturing*. 8. ed. New York, John Wiley & Sons, Inc., 1999.
- 8) ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS, TB-111. *Brocas helicoidais: Terminologia*. Rio de Janeiro, 1977.
- 9) ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS, NBR-7432. *Broca helicoidal de aço rápido: Especificação*. 1982.
- 10) TSCHÄTSCHE, H. *Praxis der zerspanntechnik: verfahren, werkzeuge, berechnung*. 5. aufl. Vieweg Praxiswissen, 1999.
- 11) FERRARESI, D. *Fundamentos da usinagem dos metais*. São Paulo, Editora Edgar Blücher Ltda, 1970.

- 12) STIPKOVIC, M. F. Usinagem. Apostila do curso de máquinas ferramentas da escola de engenharia Mauá, 1985.
- 13) FERRARESI, D. Usinagem dos metais. 4.ed. São Paulo, Associação Brasileira de Metais, 1972.
- 14) STEMMER, C. E. Ferramentas de corte II: brocas, alargadores, ferramentas de rosca, fresas, brochas, rebolos e abrasivos. 2. ed. Florianópolis, Editora da Universidade Federal de Santa Catarina, 1995.
- 15) S.A. SANDVIK, DORMER TOOLS. Catálogo técnico de produtos. 2001.
- 16) SANTOS, S. C.; SILVA, M. B. – O processo de furagem diante das tendências dos processos de usinagem – Anais do 1º congresso brasileiro de engenharia de fabricação (COBEF), 2001;
- 17) S.A. SANDVIK, TITEX PLUS. Catálogo técnico. 2001.
- 18) KO, S. L.; LEE, J. K. Analysis of burr formation in drilling with a new concept drill. Journal of materials processing technology, v.113, p.392-398, 2001.
- 19) ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS, NBR-13105. Broca escalonada múltipla – Haste cônica para furos passantes e escaramento de 90° - Dimensões e tolerâncias. 1994.
- 20) FURNESS, R. J.; WU, C. L.; ULISOY, A. G. Statistical analysis of the effects of feed, speed, and wear on hole quality in drilling. Journal of manufacturing and engineering, v.118, p.367-375, 1996.
- 21) LEE, B. Y.; LIU, H. S.; TARNG, Y. S. Modeling and optimization of drilling process. Journal of materials processing technology, v.74, p.149-157, 1998.
- 22) COPPINI, N. L.; DINIZ, A. E.; MIRANDA, G. W. A.; BRAGA, D. U. Contribuição ao processo de furagem com brocas de metal duro revestidas. Anais do 1º congresso brasileiro de engenharia de fabricação (COBEF), 2001.

- 23) NOVASKI, O. ; AMBROGI, V. S. ; CORREA, M. ; LIMA, F. Verificação da usinabilidade dos aços inoxidáveis austeníticos e do comportamento das brocas de metal duro no processo de furação. Anais do 1º congresso brasileiro de engenharia de fabricação (COBEF), 2001;
- 24) KLOCKE, F. ; EISENBLÄTTER, G. Dry cutting. *Annals of the CIRP*, v.46, p. 519-526, 1997.
- 25) TEIXEIRA, C. R. ; SCHROETER, R. B. ; WEINGARTNER, W. L. Influência da minimização de fluido de corte na qualidade dos furos produzidos por brocas DIN338. Anais do 1º congresso brasileiro de engenharia de fabricação (COBEF), 2001.
- 26) HAAN, D. M. ; BATZER, S. A. ; OLSON, W. W. ; SUTHERLAND, J. W. An experimental study of cutting fluid effects in drilling. *Journal of materials processing technology*, v.71, p. 305-313, 1997.
- 27) TÖNSHOFF, K. ; KARPUSCHESKI, B. ; MOHLFELD, A. Performance of oxygen-rich TiALON coatings in dry cutting applications. *Surface & coatings technology*, v.109, p.535-542, 1998.
- 28) ROTTIO, M. ; SÄYNÄTJOKI, M. Tool wear and failure in the drilling of stainless steel. *Journal of materials processing technology*, v.52, p.35-43, 1995.
- 29) CHOUDHURY, S. K. ; RAJU, G. Investigation into crater wear in drilling. *International journal of machine tools & manufacture*, v.40, p.887-898, 1999.
- 30) BRINKSMIEBER, E. Prediction of tool fracture in drilling. *Annals of the CIRP*, v.39, p.97-100, 1990.
- 31) LIU, H. S. ; LEE, B. Y. ; TARNG, Y. S. In-process prediction of corner wear in drilling operations. *Journal of materials processing technology*, v.101, p.152-158, 1998.
- 32) SHAW, M. C. *Metal cutting principles*. 1.ed. New York, Oxford University Press, 1986.

33) TAVARES, R. F. F. **Análise multi-resolução na determinação do desgaste de ferramentas em torneamento.** Campinas, 1996. 180p. Tese (Doutorado) - Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Campinas.

34) ELBESTAWI, M. A.; GAO, D.; EL-WARDANY, T. I. Tool condition monitoring in drilling using vibration signature analysis. **International journal of machine tools & manufacture**, v.36, n.6, p.687-711, 1995.

35) TAKEYA, T. **Análise experimental de estruturas.** São Carlos, 2000. 50p. Notas de aula - Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo.

36) DALY, J. W.; RILEY, W. F. **Experimental stress analysis.** 3.ed. Singapore, McGraw-Hill Book Company, 1991.

37) HOLMAN, J. P. **Experimental methods for engineers.** 6.ed. Singapore, McGraw-Hill Company, 1994.

38) DOEBELIN, E. O. **Measurement systems: application and design?** 3.ed. McGraw-Hill Book Company, 1976.

39) OLIVER, F. J. **Practical instrumentation transducers.** New York, Hayden Book Company, Inc, 1971.

40) ASM INTERNATIONAL; **Metals handbook, vol.2. Properties and selection: nonferrous alloys and special purpose materials**, 10th ed. 1990.

41) HÜTTE, I. **Des Ingenieurs taschenbuch.** 28.aufl. Berlin, Ernest & Sohn, 1954.

42) TIMOSHENKO, S. P. **Strength of materials.** 3th ed. Krieger Publishing Company, 1976.

43) TIMOSHENKO, S. P.; GOODIER, J. N. **Teoria da elasticidade.** 3.ed. Rio de Janeiro, Guanabara Dois, 1980.

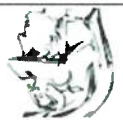
44) BEER, F. P.; JOHNSTON, E. R. **Resistência dos materiais.** 3.ed. São Paulo, Makron Books, 1995.

45) AGOSTINHO, O. L. ; RODRIGUES, A. C. S. ; LIRANI, J. **Princípios de engenharia de fabricação mecânica.** São Paulo, Editora Edgar Blücher, Editora da Universidade de São Paulo, 1977.

46) ASM INTERNATIONAL; **Metals handbook, vol.1. Properties and selection: irons, steels, and high-performance alloys, 10th ed.** 1990.

47) TRENT, E.M. **Metal cutting** 3.ed. Butterworth-Heinemann, 1996.

ANEXOS



POS.	DENOMINAÇÃO	QUANT.	DADOS PRINCIPAIS	MATERIAL
------	-------------	--------	------------------	----------

01	PINO	01	Ø35x70	AÇO ABNT 1045
02	ANEL ELÁSTICO P/ EIXO	01	Ø20x1,2 - DIN 471	AÇO
03	CÉLULA	01	Ø130x35	ALUMÍNIO 7075-T73
04	TAMPA	01	Ø135x50	ALUMÍNIO 6063
05	PARAF. CAB. CIL. C/ SEXT. INTERNO	04	M5x30 - DIN 912	CLASSE 12.9
06	SUPORTE	01	Ø130x120	AÇO ABNT 1045

Observacoes:

Data

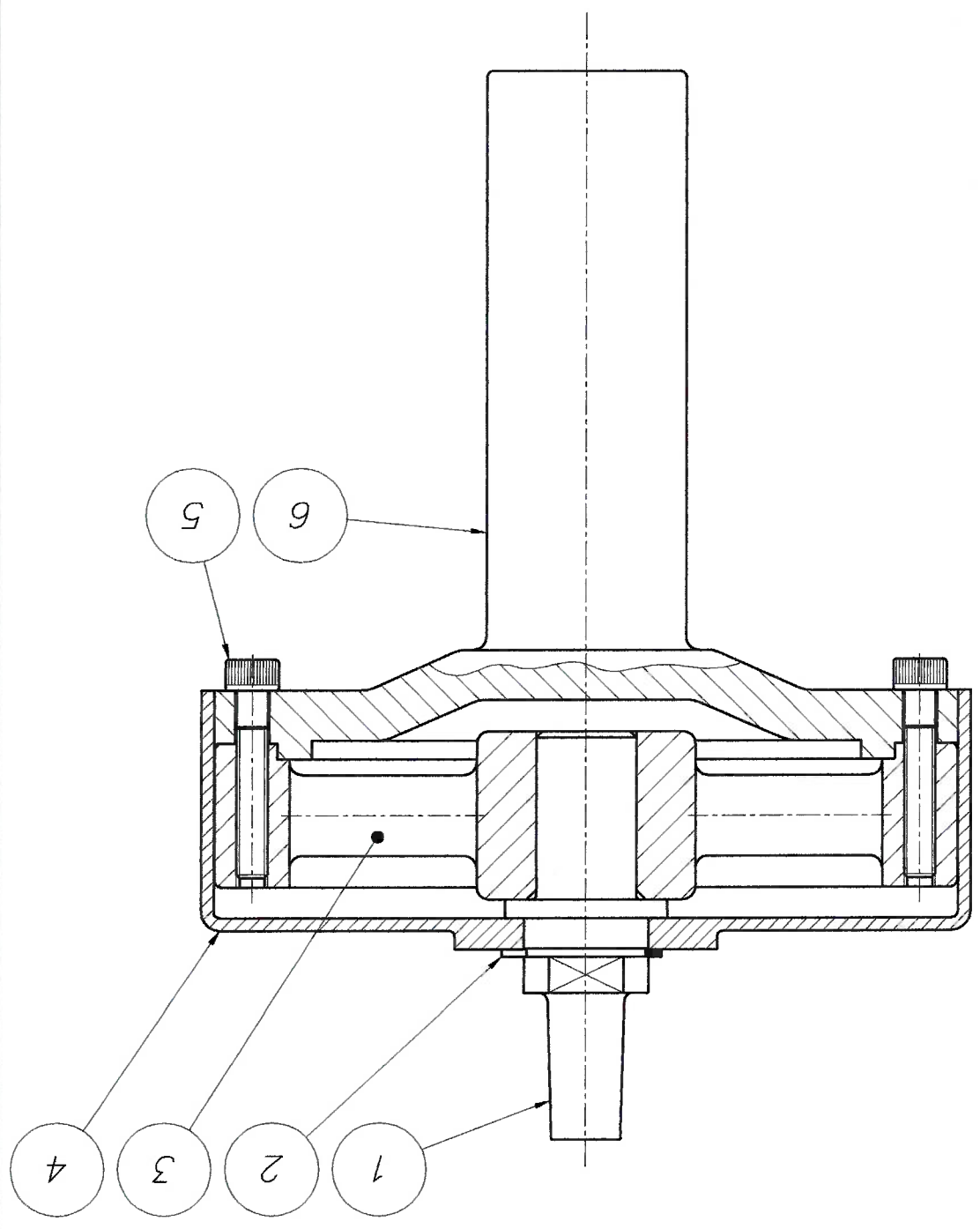
Controle

Visto



POS.	QUANT.	DENOMINACAO	MATERIAL	DIMENSOES

POS.	QUANT.	DENOMINAÇÃO	MATERIAL	DIMENSÕES
------	--------	-------------	----------	-----------

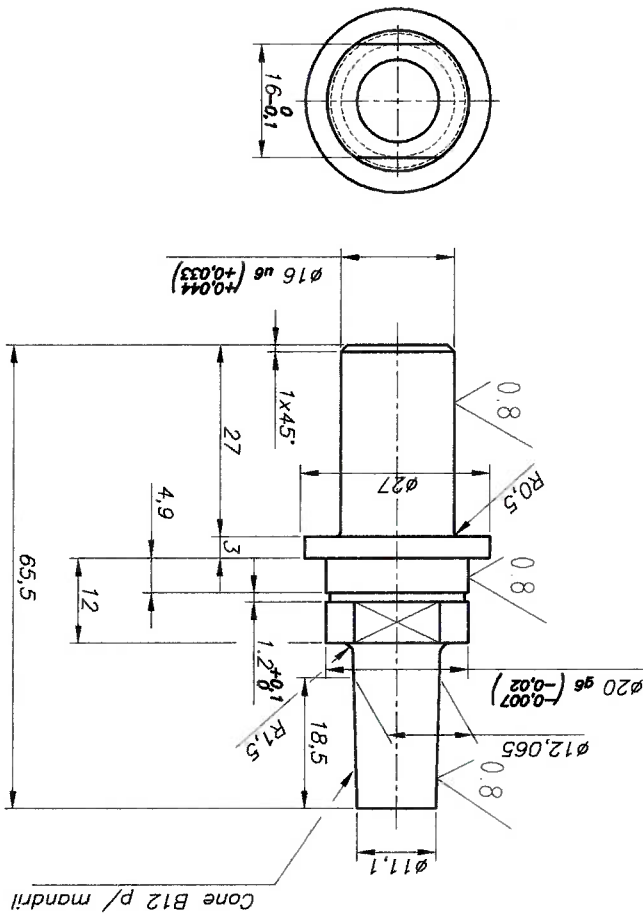




POS.	QUANT.	DENOMINAÇÃO	MATERIAL	DIMENSÕES
1	1	PINO	AÇO ABNT 1045	Ø35x70

TOLENCIAS NAO ESPECIFICADAS
NBR 6871
GRAU DE PRECISAO: FNO

3.2 (0.8)

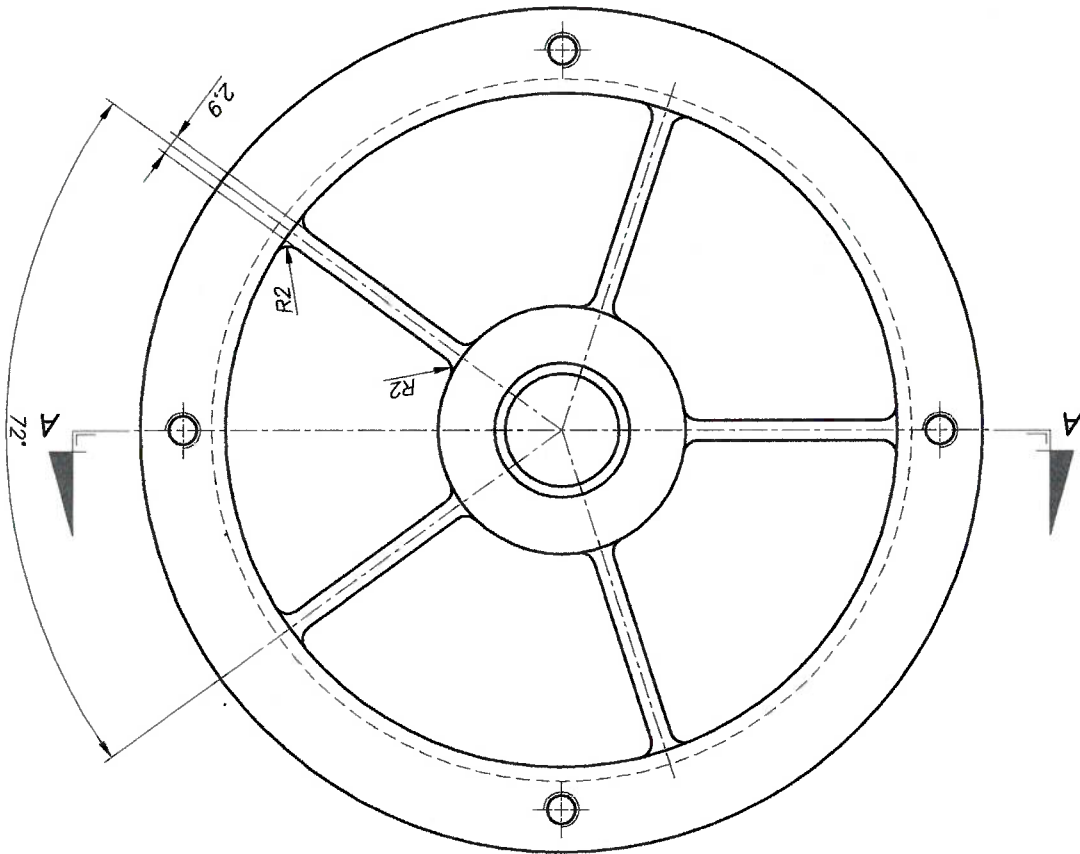




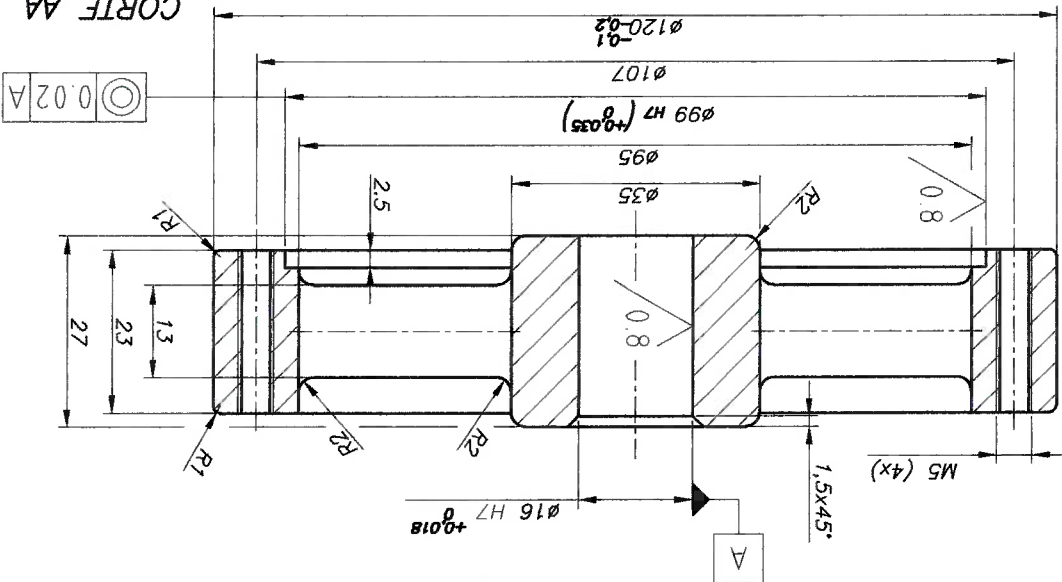
POS.	QUANT.	DENOMINAÇÃO	MATERIAL	DIMENSÕES
3	1	CÉLULA	ALUMÍNIO 7075-T73	Ø 130x35

TOLERÂNCIAS NÃO ESPECIFICADAS
NBR 6371
GRAU DE PRECISÃO: FND

1.6
0.8



CORTE AA





"DESENHO DE DETALHE"

DATA
JAN 02

DINAMÔMETRO PARA MEDIÇÃO DE
ESFORÇOS NA FURAÇÃO

ESCALA
1:1

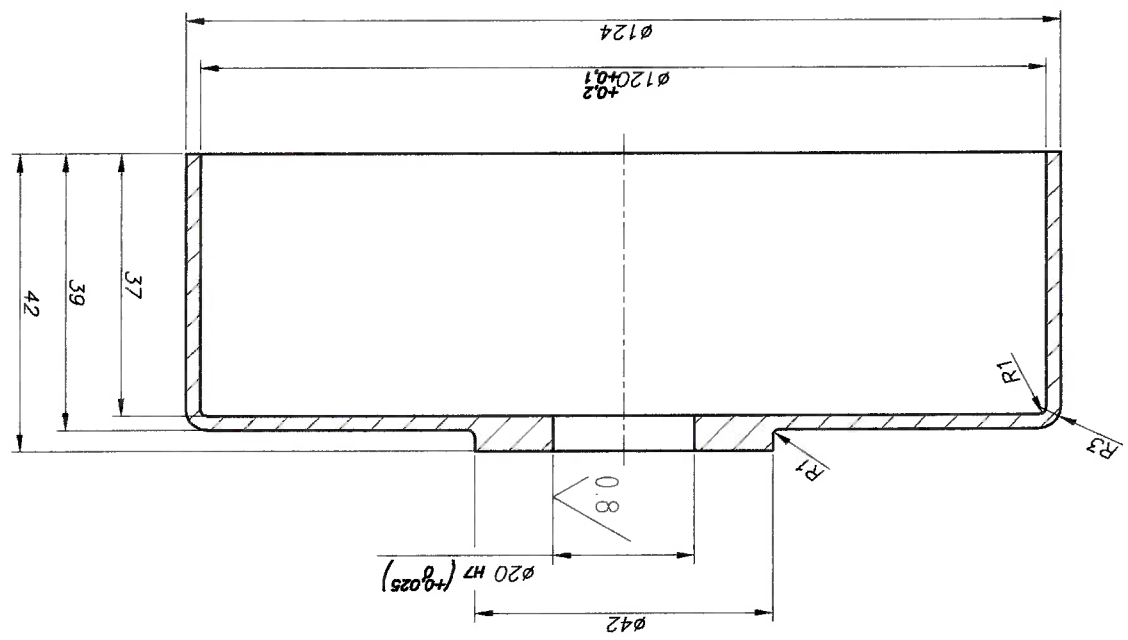
ED CLAUDIO BORDINASSI N. USP 3418300

CONJUNTO:

POS.	QUANT.	DENOMINACAO	MATERIAL	DIMENSÕES
4	1	TAMPA	ALUMINIO 6063	Ø 130x20

TOLERANCIAS NAO ESPECIFICADAS
NBR 6971
GRAU DE PRECISAO: FINO

3.2 / (0.8)





POS.	QUANT.	DENOMINAÇÃO	MATERIAL	DIMENSÕES
6	1	SUPORTE	AÇO ABNT 1045	Ø 130x120

TOLENCIAS NAQ ESPECIFICADAS
NBR 6371
GRAU DE PRECISAO: FNO

1.6 / (0.8)

