

MARCELO ACACIO RODRIGUES

INVESTIGAÇÃO SOBRE O FRESAMENTO DA LIGA A BASE DE NÍQUEL -  
INCONEL 625 - DEPOSITADA EM FORMA DE REVESTIMENTO METÁLICO

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

São Paulo  
2006

**MARCELO ACACIO RODRIGUES**

**INVESTIGAÇÃO SOBRE O FRESAMENTO DA LIGA A BASE DE NÍQUEL -  
INCONEL 625 - DEPOSITADA EM FORMA DE REVESTIMENTO METÁLICO**

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

**Área de concentração:**

**Engenharia Mecatrônica e de  
Sistema Mecânicos**

**Orientador:**

**Prof. Dr. Amauri Hassui**

**São Paulo**

**2006**

A Flavia, minha inspiração e refúgio.  
Sem ela este humilde trabalho não existiria.  
Por aguardar sempre confiante e paciente.  
Por dividir e tornar o caminho repleto  
de luz e de sonhos.

## AGRADECIMENTOS

Aos meus amigos e familiares, que com muita paciência entenderam a razão e me incentivaram de forma incansável na realização desta pesquisa.

A todos os professores que encontrei ao longo deste trecho da jornada, seja nas salas de aula das academias ou no chão-de-fábrica das fábricas por onde passei.

A Iscar do Brasil e todos os seus colaboradores, por acreditar em mim e me defender, me mostrando verdades que só o universo do trabalho pode revelar.

A Vetcogray Systems e todos os seus colaboradores que apoiaram esta pesquisa e na nobre arte das Vendas.

A Próturbo Usinagem de Precisão / Filial CTMS, pelo sentimento de luta e de renovação que surge a cada pequena batalha vencida no dia-a-dia da existência.

A todos os técnicos dos laboratórios que com muita paciência e dedicação me auxiliaram no desenvolvimento dos ensaios.

A Poli-USP, ao ITA-CCM/IEAV e à Unicamp-DEF por me acolher e oferecer recurso e proteção à pesquisa, combustível fundamental do progresso tecnológico.

Ao Professor Dr. Amauri Hassui, pela inestimável ajuda.

A todos os alunos de todas as escolas do universo, pois é com esta energia que seguramente se constrói uma humanidade mais justa e verdadeira, longe do medo e do ódio.

A Deus, pois sem fé e amor, nada faz sentido.

## RESUMO

O presente trabalho reúne os principais aspectos relacionados à usinagem em fresamento de ligas a base de níquel, usualmente conhecidas como superligas, apresentando os resultados de ensaios realizados na superliga Inconel 625, depositada em forma de solda, evidenciando a necessidade de cuidados especiais durante o processamento deste tipo de material. Uma das preocupações deste texto é definir quais são as condições de operação que irão resultar na usinagem adequada deste tipo de material.

A revisão bibliográfica compilou os aspectos metalúrgicos da liga e como estes influem na operação de corte. Um estudo sobre formação do cavaco foi realizado e uma revisão sobre deformações ocorreu para que o entendimento do termo “work-harden” pudesse ser plenamente situado na operação de corte, uma vez que a usual tradução como encruamento deve ser estendido como aumento de resistência para a penetração da ferramenta, visto que para esta liga, tal fenômeno é proeminente.

A ferramenta de corte foi observada através das normas que situam toda sua nomenclatura, além da adequação destes termos ao perfil intercambiável utilizado. Buscou-se através deste a reprodução das condições operacionais aplicadas na indústria, para que aplicação dos resultados colhidos fosse direta a partir deste trabalho.

A fase experimental foi dividida em cinco etapas distintas porém encadeadas, com o objetivo de se buscar as respostas para todos os fenômenos ocorridos ao longo de cada uma. Durante a primeira, buscou-se um mapa geral da usinagem do Inconel 625. A segunda fase questionou o paradigma do uso de refrigeração na operação de fresamento. A terceira fase mensurou a evolução do desgaste. A quarta fase mensurou a força de usinagem necessária para o corte sob condições previstas e finalmente a quinta etapa mediu o aumento de resistência através de uma grandeza indireta, ou seja, a variação de dureza.

A extensa quantidade de resultados foi concluída com a análise comparativa entre os valores previstos e aqueles colhidos nos ensaios. As condições adequadas de operação foram definidas e a teoria necessária para consolidar tais condições se mostrou eficaz, mesmo para um assunto com poucas publicações, como o fresamento do Inconel 625.

## ABSTRACT

The present paper is a collection of the main aspects related to a specific machining process (face milling) of nickel-base alloys, normally known like Superalloys, presenting charts and tables to illustrate the different conditions of machining of the Inconel 625 Nickel-base Superalloy Weld, pointing out the need of special care during the processing of this type of material. One of the concerns of this research is to define the machining conditions which will result in a safe and economical operation of this type of material.

The theoretical review collected the metallurgical aspects of the alloy and how it influences at the cutting operation. A research about the chip formation was done and a review about strain became necessary to consolidate the term "work-harden" and to place it at the cutting operation because the translation of it needed to be extended to an increase of the cutting edge penetration resistance. This phenomena showed to be prominent to this alloy.

The cutting tool has been looked through the terms which identify the entire details of it and the use of this terms to the applied interchangeable profile. The operational cutting conditions usually applied were reproduced in order to achieve a direct application of the results collected.

The experimental development was divided into five different steps. However all of them were connected in order to achieve the answers to the questions which appeared along each step. During the first a complete map of the Inconel 625 machining conditions was searched. The second argued the use of coolant/lubrication into the face milling operation. The third measured the wear evolution. The fourth measured the machining force components under predicted conditions and finally the fifth measured the cutting edge penetration resistance through the indirect value of the machined surface hardness.

The huge amount of results was concluded with a comparative analysis between the predicted values and those collected through the experimental steps. The correct cutting conditions were established and the researched theory showed to be efficient even for such a limited subject like the Inconel 625 applied by arcweld deposition being machined by a interchangeable face milling.

## SUMÁRIO

RESUMO .....	i
ABSTRACT .....	ii
LISTA DE FIGURAS .....	vii
LISTA DE TABELAS .....	xvii
LISTA DE SÍMBOLOS .....	xix
LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS .....	xx

**1. INTRODUÇÃO**

1.1 A utilização das superligas no meio industrial .....	1
1.2 A usinagem de superligas a base de níquel .....	3

**2. REVISÃO DA LITERATURA**

2.1 Características e propriedades da Superliga Inconel 625 .....	6
2.1.1 Propriedades físico-químicas da Superliga Inconel 625 .....	7
2.2 O processo de fresamento .....	13
2.2.1 Estratégias de fresamento frontal de faceamento.....	14
2.2.2 A formação do cavaco no processo de fresamento .....	17
2.2.3 Força no processo de fresamento .....	26
2.2.4 Alguns aspectos sobre deformação plástica nos materiais.....	37
2.2.5 A Ferramenta de corte para o fresamento de faceamento .....	49
2.2.5.1 Os materiais para as pastilhas intercambiáveis a base de WC/Co .....	50
2.2.5.2 A geometria da ferramenta de corte para a operação de fresamento de faceamento .....	54
2.2.5.3 Tipos de revestimentos e aplicações .....	66
2.3 A refrigeração/lubrificação para a operação de fresamento .....	68
2.4 O desgaste das ferramentas de corte para fresamento de ligas a base de níquel e suas causas .....	72

2.4.1 Aspectos térmicos do desgaste em ferramentas de fresamento .....	72
2.4.2 Mecanismos de desgaste e suas manifestações .....	75

### **3. MATERIAIS E MÉTODOS**

3.1 Introdução .....	81
3.2 Descrição do corpo de prova das etapas 1 e 3 .....	81
3.3 Descrição do corpo de prova da etapa 4 .....	84
3.4 Descrição do corpo de prova da etapa 5 .....	84
3.5 Descrição da ferramenta de corte .....	84
3.5.1 O cabeçote de faceamento.....	84
3.5.2 A pastilha intercambiável .....	86
3.6 Descrição da máquina/sistemas de fixação do corpo de prova e da ferramenta .....	89
3.6.1 Descrição da máquina/sistemas de fixação do corpo de prova e da ferramenta das etapas 1 e 2 .....	89
3.6.2 Descrição da máquina/sistemas de fixação do corpo de prova e da ferramenta das etapas 3 e 4 .....	90
3.6.3 Descrição da máquina/sistemas de fixação do corpo de prova e da ferramenta da etapa 5 .....	91
3.7 Sistema de refrigeração / lubrificação .....	92
3.7.1 Descrição do sistema de refrigeração/lubrificação das etapas 1 e 2 .....	92
3.7.2 Descrição do sistema de refrigeração/lubrificação das etapas 3 e 4 .....	92
3.7.3 Descrição do sistema de refrigeração/lubrificação da etapa 5 .....	93
3.8 Metodologia de ensaio .....	94
3.8.1 1º Etapa – Mapa completo dos 32 ensaios (fatorial $2^3+4^1$ ).....	94
3.8.2 2º Etapa – Validação do melhor resultado da etapa 1 utilizando os mesmos parâmetros de processo porém invertendo o estado da aplicação do fluido refrigerante/lubrificante (fatorial $2^1$ ) .....	95
3.8.3 3º Etapa – Validação da etapa 2. Foram utilizados os mesmos parâmetros do melhor resultado obtido na etapa 2, porém com a medição da progressão do desgaste da	

ferramenta de corte .....	96
3.8.4 4º Etapa – Medição das componentes da força de usinagem para um planejamento experimental concentrado nos melhores resultados da 3º etapa (fatorial 2 <sup>3</sup> ) .....	97
3.8.5 5º Etapa – Avaliação do comportamento mecânico do Inconel 625 quando submetido aos esforços mecânicos provenientes do processo de usinagem, através da medição da microdureza da superfície usinada .....	98

#### **4. RESULTADOS E DISCUSSÃO**

4.1 Resultados da etapa 1 .....	99
4.1.1 Discussão dos resultados da etapa 1 .....	102
4.1.2 Análise crítica dos resultados da etapa 1 .....	125
4.2 Resultado da etapa 2 .....	127
4.2.1 Discussão dos resultados da etapa 2 .....	131
4.2.2 Análise crítica dos resultados da etapa 2 .....	132
4.3 Resultados da etapa 3 .....	132
4.3.1 Discussão dos resultados da etapa 3 .....	139
4.3.2 Análise crítica dos resultados da etapa 3 .....	141
4.4 Resultados da etapa 4 .....	142
4.4.1 Discussão dos resultados da etapa 4 .....	147
4.4.1.1. Análise da força de usinagem máxima medida .....	147
4.4.1.2 Análise do comportamento gráfico .....	151
4.4.1.3 Avaliação da previsão das forças envolvidas no corte versus ensaios conforme tabelas 4.4.1.1.1 e 4.4.1.1.2.....	156
4.4.2 Análise crítica dos resultados da etapa 4 .....	165
4.5 Resultados da etapa 5 .....	168
4.5.1 Discussão dos resultados da etapa 5 .....	173
4.5.2 Análise crítica dos resultados da etapa 5 .....	175

**5. CONCLUSÃO** ..... 177

**6. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS**.....179

**7. ANEXOS** ..... 183

## LISTA DAS FIGURAS

Figura 1.1.1 – Utilização de superligas na industria petrolífera. Exemplo de uma válvula tipo Choke Sub sea com flange em Inconel 625 e metal de base em SAE 8630.....	2
Figura 1.1.2 – Utilização de superligas na industria aeroespacial. Palhetas de turbinas utilizadas em turbinas à gás.....	2
Figura 1.1.3 – Utilização de superligas na industria biomédica. Prótese de alto desempenho para deficientes físicos que realizam práticas desportivas.....	3
Figura 2.1.1.1 - Mapa de elementos químicos formadores de carbonetos, conforme Goldschmidt [10]. .....	10
Figura 2.1.1.2 – Resistência à tração em função da temperatura. ....	11
Figura 2.1.1.3 – Módulo de escoamento em função da temperatura. ....	11
Figura 2.1.1.4 – Alongamento percentual em função da temperatura. ....	11
Figura 2.1.1.5– Tensão de ruptura em função da temperatura. ....	12
Figura 2.1.1.6– Comparativo da tensão de ruptura em função da temperatura.....	12
Figura 2.2.1 – Ilustração do processo de fresamento de faceamento e suas principais grandezas. ....	13
Figura 2.2.1.1 – Ilustração de possíveis estratégias de fresamento de faceamento.....	15
Figura 2.2.2.1 – O sistema de forças no plano bidimensional, conforme Kronenberg [22]. .....	18
Figura 2.2.2.2 – Obtenção analítica do ângulo de cisalhamento, conforme Kronenberg [22]. .....	19
Figura 2.2.2.3 – As três velocidades envolvidas na formação do cavaco, conforme Kronenberg [22]. ....	20
Figura 2.2.2.4 –Zonas de deformação na raiz do cavaco durante sua formação, conforme Jaspers et al. [27]. ....	22
Figura 2.2.2.5 –Zonas de deformação na raiz do cavaco durante sua formação, conforme Jaspers et al. [27]. ....	23
Figura 2.2.2.6 – Obtenção do ângulo de cisalhamento como função do fator de compressão, conforme Kronenberg [22]. ....	24

Figura 2.2.2.7 – Deformações no plano de cisalhamento ( $\gamma$ ) em função do ângulo de cisalhamento ( $\phi$ ), conforme Trent [16]. .....	26
Figura 2.2.3.1 – Discretização em camadas de uma ferramenta helicoidal e as componentes das forças presentes no corte oblíquo gerado por esta, conforme Li et al [24]. .....	28
Figura 2.2.3.2 – Formação de um cavaco para o corte oblíquo, conforme Oxley [30].....	28
Figura 2.2.3.3 – Modelo de distribuição das forças no corte ortogonal com ângulo de posição $\chi_r$ é nulo, conforme Li et al [23]. .....	32
Figura 2.2.3.4 – Forças associadas com o plano de cisalhamento, conforme Oxley [30]....	34
Figura 2.2.3.5 – Posição dos sistemas de referência estático e rotacional na ferramenta. Sistema UVW – rotacional. Sistema XYZ – estático. ....	36
Figura 2.2.4.1 – Localização dos sistemas de escorregamento de uma estrutura CFC, conforme Filho et al [25]. .....	39
Figura 2.2.4.2 – Mudança da orientação do cristal com a deformação plástica com escorregamento, conforme Filho et al [25]. .....	40
Figura 2.2.4.3 - Campo de linhas de escorregamento para um fluxo próximo a aresta de corte, conforme Oxley [30].....	43
Figura 2.2.4.4 - Campo de linhas de escorregamento para um fluxo sobre a interface cavaco-ferramenta, conforme Oxley [30].....	44
Figura 2.2.4.5 – Elemento curvilíneo circundando por linhas de escorregamento, conforme Oxley [30].....	45
Figura 2.2.4.6 – Tensões aplicadas sobre o elemento infinitesimal de massa m.....	46
Figura 2.2.5.1 – Ilustração de uma fresa de facear com insertos intercambiáveis fixados mecanicamente através de parafuso central. ....	49
Figura 2.2.5.1.1- Comparativo entre as propriedades das diferentes estruturas de metal duro sinterizado, conforme Dreyer [35].....	54
Figura 2.2.5.2.1 – Ilustração dos ângulos e superfícies que constituem um fresa de facear, conforme NBR 6163. ....	54
Figura 2.2.5.2.2 – Ilustração dos sistemas de referência para obtenção dos ângulos e superfícies que constituem um fresa de facear, conforme NBR 6163.....	55

Figura 2.2.5.2.3 – Ilustração dos ângulos em uma fresa de faceamento, conforme NBR 6163. ....	57
Figura 2.2.5.2.4 – Ilustração dos ângulos em uma fresa de faceamento em relação a superfície usinada, conforme [26]. ....	57
Figura 2.2.5.2.5 – Ilustração de uma pastilha intercambiável com os ângulos de saída positivos .....	58
Figura 2.2.5.2.6 – Ilustração de uma pastilha intercambiável com os ângulos de saída positivos. $\gamma$ axial representa o $\gamma_f$ da figura 2.2.5.2.3 enquanto $\gamma_{radial}$ representa o $\gamma_p$ respectivamente. ....	59
Figura 2.2.5.2.7 – Ilustração de uma pastilha intercambiável com o ângulo de folga existente entre a superfície da peça que será gerada e a aresta secundária de corte.....	59
Figura 2.2.5.2.8 – Ilustração de uma pastilha intercambiável com o ângulo de folga existente entre a superfície de folga secundária da ferramenta ( $A'\alpha$ ) e a peça que será gerada. ....	60
Figura 2.2.5.2.9 – Ilustração de uma pastilha intercambiável com o ângulo de folga existente entre a superfície de folga primária da ferramenta $A\alpha$ e a peça que será gerada. ....	60
Figura 2.2.5.2.10 – Ilustração de uma pastilha intercambiável com o ângulo de cunha formado entre a superfície de saída e a superfície de folga secundária. ....	61
Figura 2.2.5.2.11 – Ilustração de uma pastilha intercambiável com o ângulo de cunha formado entre a superfície de saída e a superfície de folga primária. ....	61
Figura 2.2.5.2.12 – Ilustração de uma pastilha intercambiável com o ângulo de ponta formado entre as arestas principal e secundária de corte. ....	61
Figura 2.2.5.2.13 – Modelo de corte oblíquo com a indicação do ângulo $i$ de inclinação destacado. ....	63
Figura 2.2.5.2.14 – Intersecção entre o plano determinado pela superfície da peça ( $\zeta$ ) e a ferramenta de corte. ....	64
Figura 2.2.5.2.15 – Principais tipos de prepação de aresta conforme ISO 1832-1991.....	65
Figura 2.2.5.2.16 – Ilustração da zona morta, conforme [26 ]. ....	65
Figura 2.3.1 – Fontes de geração de calor na formação do cavaco, conforme Ferraresi [12]. ....	70

Figura 3.2.1- Ilustração do corpo de prova das etapas 1 a 3. ....	82
Figura 3.2.2 - Micrografia da seção transversal do corpo de prova. ....	83
Figura 3.3.1 - Ilustração do corpo de prova das etapas 4 . ....	84
Figura 3.5.1.1 – Ilustração do alojamento da pastilha intercambiável cabeçote de facear intercambiável utilizado nos ensaios e seus respectivos ângulos. ....	85
Figura 3.5.1.2 – Montagem do cabeçote intercambiável com pastilha intercambiável.....	85
Figura 3.5.1.3 – Detalhe da chaveta de arraste do cabeçote de faceamento. ....	86
Figura 3.5.2.1 – Microscopia eletrônica da pastilha APCR nova. (20x). Detalhe do raio de ponta e dos ângulos de saída radial e axial.....	88
Figura 3.5.2.2 – Microscopia eletrônica da pastilha APCR nova. Detalhe da superfície de folga secundária e do ângulo de saída radial. (40X) .....	88
Figura 3.5.2.3 – Microscopia eletrônica da superfície de folga primária. O ponto 1 encontra-se na região retificada enquanto o ponto 2 encontra-se fora desta. (40X) .....	88
Figura 3.5.2.4 – Composição química provável do ponto 1 da figura 3.5.2.2.....	89
Figura 3.5.2.5 – Composição química provável do ponto 2 da figura 3.5.2.2.....	89
Figura 3.6.1.1 – Fixação do corpo de prova na mesa da máquina. ....	90
Figura 3.6.1.2 – Fixação do cone básico no eixo árvore da máquina. ....	90
Figura 3.6.2.1 – Fixação do corpo de prova na mesa da máquina. ....	91
Figura 3.6.2.2 – Fixação do dispositivo de fixação do corpo de prova sobre o dinamômetro e do corpo de prova no dispositivo de fixação. ....	91
Figura 3.7.1.1. Ilustração da disposição dos bicos de refrigeração. ....	92
Figura 4.1.1 – Tempo de corte em função do avanço da ferramenta com $V_c$ constante = 30 m/min e estratégia discordante. ....	99
Figura 4.1.2 – Tempo de corte em função do avanço da ferramenta com $V_c$ constante = 45 m/min e estratégia discordante. ....	99
Figura 4.1.3 – Tempo de corte em função da velocidade de corte para avanço por faca constante = 0,065 mm/faca e estratégia discordante. ....	100
Figura 4.1.4 – Tempo de corte em função da velocidade de corte para avanço por faca constante = 0,1 mm/faca e estratégia discordante. ....	100

Figura 4.1.5 – Tempo de corte em função do avanço da ferramenta com $V_c$ constante = 30 m/min e estratégia concordante. ....	101
Figura 4.1.6 – Tempo de corte em função do avanço da ferramenta com $V_c$ constante = 45 m/min e estratégia discordante. ....	101
Figura 4.1.7 – Tempo de corte em função da velocidade de corte para avanço por faca constante = 0,065 mm/faca e estratégia concordante. ....	101
Figura 4.1.8 – Tempo de corte em função da velocidade de corte para avanço por faca constante = 0,1 mm/faca e estratégia concordante. ....	101
Figura 4.1.1.1 – Microscopia eletrônica do desgaste no ensaio 1 (50X). ....	106
Figura 4.1.1.2 – Localização da sonda EDS no desgaste no ensaio 1 (200X). ....	106
Figura 4.1.1.3 – Composição química provável do ponto 1 da figura 4.1.1.2. ....	106
Figura 4.1.1.4 – Composição química provável do ponto 2 da figura 4.1.1.2. ....	107
Figura 4.1.1.5 – Composição química provável do ponto 3 da figura 4.1.1.2. ....	107
Figura 4.1.1.6 – Composição química provável do ponto 4 da figura 4.1.1.2. ....	107
Figura 4.1.1.7 – Localização da sonda EDS no desgaste no ensaio 3 (40X). ....	107
Figura 4.1.1.8 – Composição química provável do ponto 1 da figura 4.1.1.7. ....	108
Figura 4.1.1.9 – Composição química provável do ponto 2 da figura 4.1.1.7. ....	108
Figura 4.1.1.10 – Microscopia eletrônica do desgaste no ensaio 4 (40X). ....	108
Figura 4.1.1.11 – Localização da sonda EDS no desgaste no ensaio 5 (40X). ....	108
Figura 4.1.1.12 – Composição química provável do ponto 1 da figura 4.1.1.11. ....	109
Figura 4.1.1.13 – Análise química provável do ponto 2 da figura 4.1.1.11. ....	109
Figura 4.1.1.14 – Análise química provável do ponto 3 da figura 4.1.1.11. ....	109
Figura 4.1.1.15 – Microscopia eletrônica do desgaste no ensaio 9 (20X). ....	109
Figura 4.1.1.16 – Localização da sonda EDS no desgaste no ensaio 9 (150X).....	110
Figura 4.1.1.17 – Composição química provável do ponto 1 da figura 4.1.1.16. ....	110
Figura 4.1.1.18 – Composição química provável do ponto 2 da figura 4.1.1.16. ....	110
Figura 4.1.1.19 – Composição química provável do ponto 3 da figura 4.1.1.16. ....	110
Figura 4.1.1.20 – Composição química provável do ponto 4 da figura 4.1.1.16. ....	111
Figura 4.1.1.21 – Análise química provável do ponto 5 da figura 4.1.1.16.....	111
Figura 4.1.1.22 – Localização da sonda EDS no desgaste no ensaio 13 (200X). ....	111
Figura 4.1.1.23 – Composição química provável do ponto 1 da figura 4.1.1.22. ....	111

Figura 4.1.1.24 – Composição química provável do ponto 2 da figura 4.1.1.22. ....	112
Figura 4.1.1.25 – Localização da sonda EDS no desgaste no ensaio 13 (400X). ....	112
Figura 4.1.1.26 – Composição química provável do ponto 1 da figura 4.1.1.25. ....	112
Figura 4.1.1.27 – Composição química provável do ponto 2 da figura 4.1.1.25. ....	112
Figura 4.1.1.28 – Composição química provável do ponto 3 da figura 4.1.1.25. ....	113
Figura 4.1.1.29 – Composição química provável do ponto 4 da figura 4.1.1.25. ....	113
Figura 4.1.1.30 – Localização da sonda EDS no desgaste no ensaio 14 (4000X).....	113
Figura 4.1.1.31 – Composição química provável do ponto 1 da figura 4.1.1.30. ....	113
Figura 4.1.1.32 – Composição química provável do ponto 2 da figura 4.1.1.30. ....	114
Figura 4.1.1.33 – Composição química provável do ponto 3 da figura 4.1.1.30. ....	114
Figura 4.1.1.34 – Localização da sonda EDS no desgaste no ensaio 15 (400X). ....	114
Figura 4.1.1.35 – Composição química provável do ponto 1 da figura 4.1.1.34. ....	114
Figura 4.1.1.36 – Composição química provável do ponto 2 da figura 4.1.1.34. ....	115
Figura 4.1.1.37 – Composição química provável do ponto 3 da figura 4.1.1.34. ....	115
Figura 4.1.1.38 – Localização da sonda EDS no desgaste no ensaio 16 (150X). ....	115
Figura 4.1.1.39 – Composição química provável do ponto 1 da figura 4.1.1.38. ....	115
Figura 4.1.1.40 – Composição química provável do ponto 2 da figura 4.1.1.38. ....	116
Figura 4.1.1.41 – Composição química provável do ponto 3 da figura 4.1.1.38. ....	116
Figura 4.1.1.42 – Composição química provável do ponto 3 da figura 4.1.1.38. ....	116
Figura 4.1.1.43 – Microscopia eletrônica do desgaste no ensaio 29 (40X). ....	116
Figura 4.1.1.44 – Localização da sonda EDS no desgaste no ensaio 29 (40X). ....	117
Figura 4.1.1.45 – Composição química provável do ponto 1 da figura 4.1.1.44. ....	117
Figura 4.1.1.46 – Composição química provável do ponto 2 da figura 4.1.1.44. ....	117
Figura 4.1.1.47 – Composição química provável do ponto 3 da figura 4.1.1.44. ....	117
Figura 4.1.1.48 – Microscopia eletrônica do desgaste no ensaio 29 (40X). ....	118
Figura 4.1.1.49 – Localização da sonda EDS no desgaste no ensaio 29 (40X). ....	118
Figura 4.1.1.50 – Composição química provável do ponto 1 da figura 4.1.1.49. ....	118
Figura 4.1.1.51 – Composição química provável do ponto 2 da figura 4.1.1.49. ....	118
Figura 4.1.1.52 – Composição química provável do ponto 3 da figura 4.1.1.49. ....	119
Figura 4.1.1.53 – Microscopia eletrônica do desgaste no ensaio 29 (18X). ....	119
Figura 4.1.1.54 – Localização da sonda EDS no desgaste no ensaio 29 (ampliação 150X).	

.....	119
Figura 4.1.1.55 – Composição química provável do ponto 1 da figura 4.1.1.54. ....	119
Figura 4.1.1.56 – Composição química provável do ponto 2 da figura 4.1.1.54. ....	120
Figura 4.1.1.57 – Composição química provável do ponto 3 da figura 4.1.1.54. ....	120
Figura 4.1.1.58 – Composição química provável do ponto 4 da figura 4.1.1.54. ....	120
Figura 4.1.1.59 – Localização da sonda EDS no desgaste no ensaio 30 (30X). ....	120
Figura 4.1.1.60 – Composição química provável do ponto 1 da figura 4.1.1.59. ....	121
Figura 4.1.1.61 – Composição química provável do ponto 2 da figura 4.1.1.59. ....	121
Figura 4.1.1.62 – Cavaco do ens. 9. $V_c = 30\text{m/min}$ , $f_z = 0,065\text{mm/faca}$ - discordante.....	121
Figura 4.1.1.63 – Cavaco do ens. 7. $V_c = 45\text{ m/min}$ , $f_z = 0,065\text{ mm/faca}$ - discordante. ..	121
Figura 4.1.1.64 – Cavaco do ens. 15. $V_c = 45\text{ m/min}$ , $f_z = 0,065\text{ mm/faca}$ - discordante. ....	122
Figura 4.1.1.65 – Cavaco do ens. 12. $V_c = 45\text{ m/min}$ , $f_z = 0,1\text{ mm/faca}$ - discordante. ....	122
Figura 4.1.1.66 – Cavaco do ens. 1. $V_c = 30\text{ m/min}$ , $f_z = 0,065\text{ mm/faca}$ - discordante....	122
Figura 4.1.1.67 – Cavaco do ens. 17. $V_c = 30\text{ m/min}$ , $f_z = 0,065\text{ mm/faca}$ - concordante.....	122
Figura 4.1.1.68 – Cavaco do ens. 19. $V_c = 45\text{ m/min}$ , $f_z = 0,065\text{ mm/faca}$ - concordante.....	122
Figura 4.1.1.69 – Cavaco do ens. 23. $V_c = 45\text{ m/min}$ , $f_z = 0,065\text{ mm/faca}$ - concordante.....	123
Figura 4.1.1.70 – Cavaco do ens. 31. $V_c = 45\text{ m/min}$ , $f_z = 0,065\text{ mm/faca}$ - concordante.....	123
Figura 4.1.1.71 – Cavaco do ens. 22. $V_c = 30\text{ m/min}$ , $f_z = 0,1\text{ mm/faca}$ - concordante.....	123
Figura 4.1.1.72 – Reprodução da figura 4.1.1.54 identificando as regiões de desgaste da superfície de saída. ....	125
Figura 4.2.1 – Tempo de corte para a melhor estratégia definida na 1º fase, utilizando refrigeração/lubrificação e não utilizando refrigeração/lubrificação. ....	127
Figura 4.2.2 – Microscopia eletrônica do ensaio 1 (40X). ....	128
Figura 4.2.3 – Microscopia eletrônica do ensaio 1 (15X). ....	128
Figura 4.2.4 – Microscopia eletrônica do ensaio 2 (40X). ....	124
Figura 4.2.5 – Localização da sonda EDS no ensaio 2 (200X). ....	125

Figura 4.2.6 – Composição química provável do ponto 1 da figura 4.2.5. ....	129
Figura 4.2.7 – Análise química provável do ponto 2 da figura 4.2.5. ....	129
Figura 4.2.8 – Análise química provável do ponto 3 da figura 4.2.5. ....	129
Figura 4.2.9 – Microscopia eletrônica do ensaio 2 (200X) – Detalhe da ponta da ferramenta. .....	129
Figura 4.2.10 – Microscopia eletrônica do ensaio 2 (30X). ....	130
Figura 4.2.11 – Localização da sonda EDS no ensaio 2 (200X). ....	130
Figura 4.2.12 – Composição química provável do ponto 1 da figura 4.2.11. ....	130
Figura 4.2.13 – Composição química provável do ponto 2 da figura 4.2.11. ....	130
Figura 4.2.14 – Composição química provável do ponto 3 da figura 4.2.11. ....	131
Figura 4.3.1– Desgaste $V_b$ x Tempo de corte $T_c$ para a 1º pastilha. ....	132
Figura 4.3.2 – Desgaste $V_b$ x Tempo de corte $T_c$ para a 2º pastilha. ....	133
Figura 4.3.3 – Desgaste $V_b$ x Tempo de corte $T_c$ para a 3º pastilha. ....	133
Figura 4.3.4 – Desgaste $V_b$ x Tempo de corte $T_c$ para a 4º pastilha. ....	133
Figura 4.3.5 – Desgaste $V_b$ x Tempo de corte $T_c$ para a 5º pastilha. ....	134
Figura 4.3.6 – Desgaste $V_b$ x Tempo de corte $T_c$ para a 6º pastilha. ....	134
Figura 4.3.7 – Desgaste $V_b$ x Tempo de corte $T_c$ para a 7º pastilha. ....	134
Figura 4.3.8 – Progressão geral do desgaste de flanco $V_b$ . ....	135
Figura 4.3.9 – Progressão geral do entalhe. ....	135
Figura 4.3.10 – Progressão geral do desgaste $V_b$ – Estatística geral. ....	136
Figuras 4.3.11 à 4.3.24 Desgaste $V_b$ para os diferentes tempos de corte da etapa 3 .....	137
Figura 4.4.1 – Projeção da força de usinagem na direção X do ensaio 1. ....	142
Figura 4.4.2 – Projeção da força de usinagem na direção y do ensaio 1. ....	142
Figura 4.4.3 – Projeção da força de usinagem na direção z do ensaio 1. ....	143
Figura 4.4.4 – Projeção da força de usinagem nas direções x, y e z do ensaio. Somente os 30 primeiros segundos de aquisição. ....	143
Figura 4.4.5 – Projeção da força de usinagem nas direções x, y e z do ensaio 1 conforme tabela 3.8.4.1. Somente 10 segundos de aquisição após 60 segundos. ....	144
Figura 4.4.6 – Gráfico comparativo da $F_x$ para as estratégias concordante e discordante sob as mesmas condições de corte, conforme tabela 3.8.4.1. ....	144

Figura 4.4.7 – Gráfico comparativo da $F_y$ para as estratégias concordante e discordante sob as mesmas condições de corte, conforme tabela 3.8.4.1. ....	145
Figura 4.4.8 – Gráfico comprataivo da $F_z$ para as estratégias concordante e discordante sob as mesmas condições de corte, conforme tabela 3.8.4.1. ....	145
Figura 4.4.9 – Gráfico comprataivo da $F_x$ para as geometrias de pastilhas APCR X APKT, conforme tabela 3.8.4.1. ....	146
Figura 4.4.10 – Gráfico comprataivo da $F_y$ para as geometrias de pastilhas APCR X APKT, conforme tabela 3.8.4.1. ....	146
Figura 4.4.11 – Gráfico comprataivo da $F_z$ para as geometrias de pastilhas APCR X APKT, conforme tabela 3.8.4.1. ....	147
Figura 4.4.1.1.1 – Projeções da força de usinagem e os ângulos formados entre o sistema de coordenadas xyz e a $F_u$ .....	148
Figura 4.4.1.2.1 – Ilustração para o cálculo do comprimento de engajamento $L_e$ .....	152
Figura 4.4.1.2.2 – Componentes $F_x$ , $F_y$ e $F_z$ em 0,4 segundos de aquisição após 60 segundos de aquisição para o ensaio 1, conforme tabela 3.8.4.1. ....	153
Figura 4.4.1.2.3 – Componentes $F_x$ , $F_y$ e $F_z$ em 0,4 segundos de aquisição após 60 segundos de aquisição para o ensaio 2, conforme tabela 3.8.4.1. ....	153
Figura 4.4.1.2.4 – Valor natural das componentes $F_x$ , $F_y$ e $F_z$ do 1ºensaio durante um período de 0,057 segundos após 60 segundos de aquisição. ....	154
Figura 4.4.1.2.5 – Valor natural das componentes $F_x$ , $F_y$ e $F_z$ do 2ºensaio durante um período de 0,057 segundos após 60 segundos de aquisição. ....	154
Figura 4.5.1. – Perfil de dureza da superfície usinada em função das diferentes condições de corte, conforme tabela 3.8.5.1. ....	168
Figura 4.5.2. – Perfil de dureza da superfície usinada em função das diferentes condições de corte, conforme tabela 3.8.5.1. ....	168
Figura 4.5.3. – Perfil de dureza da superfície usinada em função da mudança da estratégia de corte conforme tabela 3.8.5.1. ....	169
Figura 4.5.4. – Perfil de dureza da superfície usinada em função da mudança de geometria da ferramenta de corte conforme tabela 3.8.5.1. ....	169
Figura 4.5.5. – Perfil de dureza da superfície usinada em função da mudança da estratégia .de corte conforme tabela 3.8.5.1. ....	170

Figura 4.5.6. – Evolutivo da mudança de dureza da superfície usinada em função da mudança da velocidade de corte conforme tabela 3.8.5.1. ....	170
Figura 4.5.7. – Perfil de dureza em função da profundidade para o ensaio 1, conforme tabela 3.8.5.1. ....	171
Figura 4.5.8. – Perfil de dureza em função da profundidade para o ensaio 2, conforme tabela 3.8.5.1. ....	171
Figura 4.5.9. – Perfil de dureza em função da profundidade para o ensaio 3, conforme tabela 3.8.5.1. ....	171
Figura 4.5.10. – Perfil de dureza em função da profundidade para o ensaio 4, conforme tabela 3.8.5.1. ....	172
Figura 4.5.11. – Perfil de dureza em função da profundidade para o ensaio 5, conforme tabela 3.8.5.1. ....	172
Figura 4.5.12. – Perfil de dureza em função da profundidade para o ensaio 6, conforme tabela 3.8.5.1. ....	172
Figura 4.5.13. – Perfil de dureza em função da profundidade para o ensaio 7, conforme tabela 3.8.5.1. ....	173
Figura 4.5.14. – Perfil de dureza em função da profundidade para o ensaio 8, conforme tabela 3.8.5.1. ....	173
Figura 4.5.1.1 – Regimes de desgaste por deslizamento em função da carga aplicada, conforme Hutchings [29]. ....	175

## LISTA DAS TABELAS

Tabela 2.1.1.1 – Composição química da superliga Inconel 625, conforme [4].	8
Tabela 2.2.4.1 – Deformações, taxas de deformação e temperatura homóloga para alguns processo de fabricação, conforme Jaspers et al. [27].	38
Tabela 2.3.1 – Condutividade térmica de alguns materiais usualmente aplicados na industria, conforme Metals Handbook – Vol.1.	69
Tabela 2.4.1.1 Alteração nas propriedades mecânicas de uma ferramenta de corte a base de WC-Co.	73
Tabela 2.4.1.2 Tipo de fratura em função da temperatura de uma ferramenta de corte a base de WC-Co, conforme Mari et al [13].	74
Tabela 3.5.1.1. – Ângulos da ferramenta de corte antes a montagem da pastilha no cabeçote de facear	85
Tabela 3.5.1.2 – Desvios apresentado pelo cabeçote de faceamento.	86
Tabela 3.5.2.1. – Ângulos da ferramenta de corte após a montagem da pastilha no cabeçote de facear	87
Tabela 3.5.2.2. – Ângulos da ferramenta de corte após a montagem da pastilha no cabeçote de facear.	87
Tabela 3.8.1.1 - Plano experimental da etapa 1.	95
Tabela 3.8.2.1 - Plano experimental da etapa 2.	96
Tabela 3.8.4.1 - Plano experimental da etapa 4.	98
Tabela 3.8.5.1 – Plano experimental da etapa 5.	98
Tabela 4.1.1.1 – Avaliação do tempo de corte para os ensaios realizados com velocidade de corte constante em ambas as estratégias (discordante e concordante).	102
Tabela 4.1.1.2 – Avaliação do tempo de corte para os ensaios realizados com avanço por faca constante em ambas as estratégias (discordante e concordante).	102
Tabela 4.1.1.3– Avaliação da mudança de estratégia sob as mesmas condições de corte (avanço por faca e velocidade de corte).	103
Tabela 4.3.1 – Tabela com a compilação dos dados das 7 pastilhas.	136
Tabela 4.4.1.1 – valores medidos e calculados conforme equações e ensaios	149
Tabela 4.4.1.2 – Componentes máximas de Fu medidas.	149

Tabela 4.4.1.3.1 – Espessura do cavaco em mm para os 32 ensaios da etapa 1.....	156
Tabela 4.4.1.3.2 – Previsões conforme equações 2.2.1 à 2.2.8. ....	157
Tabela 4.4.1.3.3 – Previsões conforme equações 2.2.2.3 à 2.2.2.4. ....	157
Tabela 4.4.1.3.4 – Previsões conforme equações 2.2.2.5 à 2.2.2.8.....	158
Tabela 4.4.1.3.5 – Previsões conforme equações 2.2.3.1, 2.2.3.2, 2.2.3.3 e 2.2.3.14.....	158
Tabela 4.4.1.3.6 – Previsões conforme equações 2.2.4.20, 2.2.4.21 e 2.2.3.15.....	158
Tabela 4.4.1.3.7 – Previsões conforme equações 2.2.2.3 à 2.2.2.4 (3 arestas).....	159
Tabela 4.4.1.3.8 – Previsões teóricas conforme equações 2.2.2.5 à 2.2.2.8 (3 arestas).....	159
Tabela 4.4.1.3.9 – Previsões conforme equações 2.2.3.1, 2.2.3.2, 2.2.3.3 e 4.1.2.5 (3 arestas).....	160
Tabela 4.4.1.3.10 – Previsões conforme equações 2.2.4.20, 2.2.4.21 e 2.2.3.15 (3 arestas).....	160
Tabela 4.4.1.3.11 – Previsões conforme equações 2.2.4.20, 2.2.4.21 e 2.2.3.15 (3 arestas).....	161
Tabela 4.4.1.3.12 – Previsões conforme equações 2.2.3.12, 2.2.3.13 e 2.2.3.5 (3 arestas) para o critério da máxima tensão cisalhante.....	161
Tabela 4.4.1.3.13 – Previsões conforme equações 2.2.3.12, 2.2.3.13 e 2.2.3.5 (3 arestas) para o critério da máxima energia de deformação.....	162
Tabela 4.4.1.3.14 – Previsões conforme equações 2.2.3.9, 2.2.3.10 e 2.2.3.11 (3 arestas).....	162
Tabela 4.4.1.3.15 – Previsões conforme equações 2.2.3.9, 2.2.3.10 e 2.2.3.11 (3 arestas).....	163
Tabela 4.4.1.3.16 – Previsões conforme equações 2.2.3.21, 2.2.3.22 e 2.2.3.23 e 4.4.1.1.2 para o critério da máxima tensão cisalhante (3 arestas).....	163
Tabela 4.4.1.3.17 – Previsões conforme equações 2.2.3.21, 2.2.3.22 e 2.2.3.23 e 4.4.1.1.2 para o critério da máxima energia de deformação (3 arestas).....	164
Tabela 4.4.2.1 – Comparativo entre a previsão teórica (R) e ensaio (Fu).....	167

## LISTA DE SÍMBOLOS

$\eta$  -carbides – carbonetos de aço rápido na forma MC,  $M_6C$  e  $M_{23}C_6$

$\Psi$  - ângulo total de engajamento

$\Psi_n$  – ângulo de engajamento da aresta de corte para um cabeçote de facear, sendo n o número da aresta em análise

$h_0$  – espessura mínima do cavaco

$h_{máx}$  – espessura máxima do cavaco

$\beta$  - ângulo de inclinação da hélice

$\chi_r$  – ângulo de posição

(c), (t) e (r) – normas dos vetores  $F_c$ ,  $F_t$  e  $F_r$  respectivamente

$\omega^*$  - ângulo médio de atrito considerando os efeitos do raio de ponta

$\psi'$  - ângulo de inclinação do elemento infinitesimal de superfície sob análise do campo de deformações

p – tensões hidrostáticas aplicadas sobre elemento infinitesimal de superfície

APCR 100304 – Pastilha de formato losangular de 10 mm de altura sendo esta maior que a projeção da base, com ângulo de folga de  $11^\circ$ , sinterizada com tolerância de  $\pm 0,013$ mm para a altura, com largura 3,18 mm  $\pm 0,025$ , com aresta afiada (super positiva) e raio de canto de 0,4mm.

APKT 100304 – Pastilha de formato losangular de 10 mm de altura sendo esta maior que a projeção da base, com ângulo de folga de  $11^\circ$ , sinterizada com tolerância de  $\pm 0,013$ mm para a altura, com largura 3,18 mm  $\pm 0,025$ , com chanfro tipo T na aresta de corte e raio de canto de 0,4mm.

*Nota : foram citados nesta lista somente os simbolos que não encontravam-se contextualizados nas adjacências da aparição do mesmo. Tal procedimento foi tomado para evitar redundâncias devido a explicação imediata do símbolo quando de sua ocorrência.*

## LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

- ASTM - American Society for Testing Materials
- ABNT - Associação Brasileira de Normas Técnicas
- ABM - Associação Brasileira de Metais
- ISO - International Standardization Organization
- EDS – Espectroscopia de energia dispersiva
- Bulk – Volume de matéria que contempla n-ésimas parcelas infinitesimais da mesma que poderá ou não ter as mesmas propriedades que o infinitésimo em análise.
- CFC – Estrutura cúbica de face centrada
- HV – Dureza Vickers
- MC – Carboneto primário de estrutura CFC responsável pela dissolução do W, Mo, Fe e parcelas reduzidas de Cr
- $M_{23}C_6$  - Carboneto secundário resultante das transformações do MC. Formado basicamente de Cr
- $M_6C$  – Carboneto secundário resultante das transformações do MC
- TCP – Fases topologicamente fechadas (empacotadas)
- H13 – Aço cromo-molibdênio usualmente aplicado em ferramenta para trabalho a quente
- $h_0$  – Espessura do cavaco em fresamento com valor igual à zero
- $h_{máx}$  - Espessura do cavaco em fresamento com valor máximo
- TiN – Nitreto de titânio
- TiC – Carboneto de titânio
- TiCN – Carbonitreto de titânio
- $Al_2O_3$  – Óxido de alumínio
- HfN – Nitreto de háfnio
- $Cr_xNy$  – Nitreto de cromo
- ZrN – Nitreto de zircônia
- CBN – Nitreto de boro cúbico
- WC-Co – Carboneto de tungstênio - Cobalto
- HF – Ácido fluorídrico
- $HNO_3$  – Ácido Nítrico

EP – Aditivo extrema pressão para fluidos

Vb – Desgaste de flanco

H<sub>2</sub>O - Água

TiAlN – Nitreto de titânio-alumínio

RMS – Roots mean square – raiz quadrada média

AA – Rugosidade da superfície fresada obtida através da média aritmética

CNC – Comando numérico computadorizado

DIN – Deutsches Institut für Normung

## 1. INTRODUÇÃO

### 1.1 A utilização das superligas no meio industrial

As aplicações de superligas a base de níquel vêm aumentando em função da crescente demanda de materiais que resistam a processos e ambientes considerados agressivos, em que a utilização dos materiais metálicos tradicionais, como por exemplo o aço e o ferro fundido é inadequada. Dentro das aplicações das superligas, pode-se citar a utilização de revestimentos depositados através de fusão e imediata solidificação de eletrodos metálicos, ou seja, aplicação de revestimentos metálicos em uma superfície para que esta obtenha algumas das características da superliga depositada.

As superligas são usualmente ligas a base de níquel, cobalto ou titânio, com características mecânicas, químicas e térmicas que preenchem os requisitos necessários às indústrias petroquímicas, aeroespaciais e biomédicas, tais como: alta resistência à corrosão em meios agressivos (ex. prospecção de petróleo em águas profundas), baixa perda de resistência sob altas temperaturas (ex. componentes para turbinas a gás) e aplicações de risco e de ordem médica (ex. componentes para próteses médicas).

Por possuir tais requisitos, este tipo de liga, e/ou revestimento é chamado de superliga, haja vista que o valor mensurado para uma determinada característica é normalmente muito superior aos valores encontrados nos materiais metálicos convencionais aplicados usualmente na indústria.

Como exemplo da utilização de superligas a base de níquel em que as três características supra citadas são determinantes para o pleno funcionamento de um sistema complexo de engenharia, pode-se citar a indústria petrolífera. Tal indústria se beneficia com a utilização deste material, garantindo que as altas taxas de oxidação do meio não interfiram no pleno funcionamento de válvulas, dutos, flanges e bocais onde este material é utilizado. Além da corrosão, um outro aspecto a ser observado ainda para a indústria petrolífera, está relacionado às altas temperaturas envolvidas no escoamento da matéria orgânica. Sabe-se que o atrito gerado pelo escoamento do produto que está sendo bombeado de poços profundos, que encontra-se submetido à altas pressões, implicará em uma elevada temperatura ao longo de dutos que o conduzirão. Conforme citado por

Shankar et all [9], a exposição desta liga em diferentes períodos sob altas temperaturas altera seu limite de resistência e sua ductilidade, podendo causar danos à integridade do sistema em análise. Os efeitos de distorções de origem térmica são extremamente prejudiciais para o funcionamento de tal sistema de vedações metálicas, logo os materiais envolvidos em flanges de vedação não poderão apresentar deformações ou trincas de origem térmica ou mecânica, situação esta satisfeita com a utilização de superligas a base de níquel.



Figura 1.1.1 – Utilização de superligas na indústria petrolífera. Exemplo de uma válvula tipo Choke Sub sea com flange em Inconel 625 e metal de base em SAE 8630.

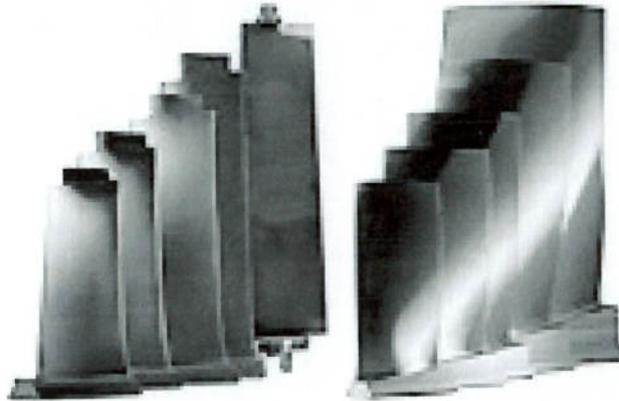


Figura 1.1.2 – Utilização de superligas na indústria aeroespacial. Palhetas de turbinas utilizadas em turbinas à gás.

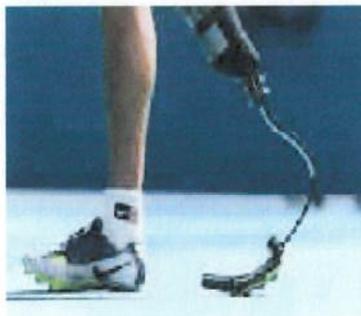


Figura 1.1.3 – Utilização de superligas na indústria biomédica. Prótese de alto desempenho para deficientes físicos que realizam práticas desportivas.

## 1.2 A usinagem de superligas a base de níquel

Uma das principais características das superligas a base de níquel, além de sua altíssima resistência mecânica sob altas temperaturas, é a sua baixa usinabilidade. Conforme Ezugwu et al. [1], as ligas a base de níquel são conhecidas como um dos materiais mais difíceis de serem usinados, que corresponde à uma das mais baixas usinabilidades dentre os materiais usualmente usinados.

Numa primeira análise, pode-se considerar usinabilidade como sendo a propriedade que indica a facilidade ou dificuldade de um determinado material ser usinado. Ainda a respeito da usinabilidade, pode-se afirmar que esta é uma propriedade tecnológica, ou seja, diversos aspectos pertinentes ao processo no qual este material está inserido influem no seu valor. Assim, pode-se considerar que não há uma variável isolada que indique a usinabilidade de um determinado material. O sistema composto por máquina-dispositivo de fixação-peça-ferramenta de corte pode ser considerado como um conjunto de variáveis globais de entrada para a função que define a usinabilidade de um material. Para a maioria dos materiais atualmente utilizados, pode-se afirmar que, um conjunto definido de variáveis associadas às demais condições do sistema, definem o valor de sua usinabilidade.

Pode-se definir como variável de saída do sistema os diferentes parâmetros que podem ser mensurados, correlacionados ou não, para auxiliar na definição da usinabilidade. Tais parâmetros podem ser: acabamento da peça, desgaste ou vida da ferramenta, forças e

vibrações excitadas pela dinâmica do corte além de possíveis erros dimensionais e/ou geométricos do que se está usinando.

Sejam as seguintes características do material associadas às condições do sistema para a definição da usinabilidade:

1. Dureza;
2. Propriedades de tensões (tração, cisalhamento);
3. Composição química;
4. Microestrutura;
5. Grau de deformação a frio;
6. Tensões de endurecimento
7. Forma e dimensão de trabalho;
8. Rigidez da peça

Para as superligas a base de níquel, pode-se a partir dos resultados apresentados por diversos pesquisadores [1, 5 e 6], caracterizar em um primeiro momento este material como possuindo:

1. Alta resistência mecânica sob elevadas temperaturas;
2. Alta abrasividade devido aos constituintes químicos da liga;
3. Alta ductilidade;
4. Alta taxa de encruamento com o trabalho mecânico.

Tais aspectos caracterizam as ligas de níquel, conseqüentemente, o caso particular do material estudado nesse trabalho, a saber o Inconel 625. Logo, a usinagem deste tipo de material é prejudicada, pois os quatro fatores citados acima são opostos às características desejáveis para uma boa usinabilidade de um determinado material.

Tanto em condições de corte contínuo (torneamento, furação, mandrilamento), quanto de corte interrompido (fresamento), as superligas a base de níquel representam um desafio para a engenharia de manufatura, pois a utilização de baixas velocidades de corte são, muitas vezes necessárias, o que representam condições usualmente pouco econômicas para qualquer sistema produtivo, independente de seu volume de produção. Associada à baixa velocidade de corte, ocorre o desgaste excessivo das ferramentas de corte utilizadas

em tais aplicações. O entendimento da influência da geometria da ferramenta de corte no processo é fundamental para que se atinjam valores de velocidades mais produtivos, pois os efeitos do encruamento podem ser predominantes no caso de uma escolha incorreta dessa geometria, levando ao desgaste prematuro ou até mesmo ao completo dano da ferramenta.

Esse trabalho investigou as principais características que envolvem o processamento da superliga Inconel 625, buscando evidências na revisão bibliográfica para os resultados obtidos durante as 5 etapas de ensaios realizadas. Os experimentos foram conduzidos de maneira a se estabelecer correlações entre as variáveis manipuladas e observadas de todos os ensaios, uma vez que os resultados colhidos, em alguns casos, não poderiam ser explicados de maneira isolada, ou seja, um novo experimento foi necessário para justificar o resultado do anterior.

O conhecimento da usinagem de superligas a base de níquel apesar de restrito, (devido ao pouco material específico publicado) foi pesquisado pelas fontes citadas ao longo deste. Entretanto a definição de condições de operação encontradas para usinagem desta superliga caracterizou um desafio para a realização desta pesquisa.

Outro aspecto importante observado foi a tecnologia envolvida no projeto e operação da ferramenta de corte utilizada. Faz-se necessário observar que a grande maioria dos trabalhos realizados neste âmbito utilizam ferramentas monocortantes ou mesmo fresas inteiriças, sendo um aspecto importante o perfil intercambiável e as dimensões da mesma, condição esta de real aplicação na indústria que venha a utilizar os resultados colhidos por este.

O estudo do desgaste, em separado do modelo encontrado, fundamentou a necessidade de se compreender o tribosistema existente além dos mecanismos que proporcionam uma maior ou menor taxa de desgaste, para as diversas condições ensaiadas. A medição de forças foi um ponto de convergência de muitos resultados, bem como proporcionou o entendimento completo da mecânica da formação do cavaco, condição esta que implicou no estudo das deformações e do encruamento de maneira conclusiva.

O fechamento parcial desta pesquisa ficou consolidado com a integração dos modelos teóricos e práticos, que após aplicação, garantiram discussões e sugestões para trabalhos futuros, como será visto nos itens 4 e 5 .

## 2. REVISÃO DA LITERATURA

### 2.1 Características e propriedades da Superliga Inconel 625

A superliga a base de níquel Inconel 625 possui uma estrutura CFC, austenítica até o seu ponto de fusão. Sua densidade é de  $8,44 \text{ g/cm}^3$  ( $21^\circ\text{C}$ ). O módulo de elasticidade a tração e a torção são respectivamente 208 e 81 GPa, ambos a  $21^\circ\text{C}$  (2). Esta liga possui alto percentual de elementos químicos na forma de solução sólida em sua matriz Ni-Cr-Mo. Conforme citado por Ezugwu et al. [1], a baixa usinabilidade de uma liga de níquel ocorre devido a alguns fatores:

1. A maior parte da resistência do material é mantida durante a usinagem devido a sua alta resistência aos efeitos térmicos;
2. Encruamento (como tradução de work-harden) ocorre rapidamente a partir dos esforços aplicados sobre o material durante a usinagem;
3. Alto desgaste abrasivo da ferramenta devido à presença de diversos carbonetos na liga;
4. Altas taxas de difusão no par ferramenta-peça devido às altas temperaturas presentes na região de corte. Choudhury et al. [5] apresentaram resultados de temperaturas em torno de  $1000^\circ\text{C}$  durante o corte de uma superliga a base de níquel;
5. Soldagem por fricção da liga de níquel na superfície de saída e de folga da ferramenta de corte, devido à alta adesão da liga além das baixas velocidades empregadas para a usinagem. Choudhury et al. [5] apresentaram resultados de tensões acima de 3450 MPA na região do corte de uma superliga a base de níquel;
6. Alta ductilidade sob uma dureza média (250-350HV), levando à dificuldade de formação do cavaco;
7. Baixa condutividade térmica, tornando a superliga refratária. Esta característica prejudica o desempenho da ferramenta uma vez que o calor gerado no processo de usinagem não será extraído da maneira convencional pelo cavaco ou pelo fluido refrigerante, caso este seja empregado no processo.

A microestrutura de uma liga à base de níquel, como o Inconel 625, é formada através de uma solução sólida de matriz reforçada, contendo diversos tipos de carbonetos além de fase secundária após transformações.

As fases que constituem o Inconel 625 são:

1. Liga matriz ( $\gamma$ ): É a solução sólida CFC com um altíssimo percentual de elemento de liga;
2. Fase ( $\gamma'$ ) – Gama primária: Esta fase surge pela precipitação de altas frações de Al e Ti de acordo com a austenita de níquel. Esta é um intermetálico que aumenta a resistência mecânica da liga à medida que a temperatura se eleva;
3. Carbonetos: Carbono é adicionado para reagir com os elementos refratários e reativos resultando na formação de carbonetos primários MC. Durante a exposição a temperaturas elevadas em longos períodos, o MC é decomposto em dois tipos de carbonetos ( $M_{23}C_6$  e  $M_6C$ ) localizados nos contornos de grão, proporcionando um aumento da resistência às tensões, principalmente àquelas de origem trativa;
4. Contornos de grãos: Uma fina camada de carbonetos e outros elementos químicos em proporções menores formam esta região que resultam no aumento de resistência sob temperaturas médias a elevadas;
5. Fases TCP – Fases topologicamente empacotadas (TCP-Topologically Close Packed): Estas são fases secundárias  $\mu$ ,  $\sigma$  e  $\delta$  que proporcionam resistência mecânica à liga. Sua estrutura é tetragonal e sua interação ocorre pela afinidade química e geométrica com a matriz CFC da liga.

#### 2.1.1 Propriedades físico-químicas da Superliga Inconel 625

Esta liga é magnética à temperatura ambiente. Como já citado anteriormente, o níquel associado a outros elementos de liga propicia diferentes características ao material resultante. Conforme [2] os acréscimos de elementos de liga reduzem também os coeficientes de condutividade térmica e elétrica, quando comparado com as propriedades do níquel puro.

Além disso, as ligas de níquel podem ter suas propriedades melhoradas através de tratamento térmico de endurecimento por precipitação ou dispersão. É válido ressaltar que o tipo de endurecimento caracteriza a classificação das ligas de níquel.

As ligas de níquel obtidas por solução sólida mais frequentemente encontradas são: Níquel-Cobre, Níquel-Cromo, Níquel-Ferro-Cromo, Níquel-Molibdênio e a Níquel-Cromo-Molibdênio, sendo este último grupo aquele em que se enquadra o Inconel 625.

A composição química da superliga Inconel 625 apresenta os valores conforme a tabela a seguir:

Tabela 2.1.1.1 – Composição química da superliga Inconel 625, conforme (4).

Composição química provável da liga Inconel 625													
Elem. Químico	Cr	Fe	Mo	Nb+Ta	C	Mn	Si	P	S	Al	Ti	Co	Ni
Mínimo	20	0	8	3,15	0	0	0	0	0	0	0	0	58
Máximo	23	5	10	4,15	0,1	0,5	0,5	0,015	0,015	0,4	0,4	1	---

A seguir, é apresentada uma descrição do efeito de cada elemento citado, após o seu acréscimo em proporções conhecidas, nas características, inclusive na usinabilidade das ligas à base de níquel:

- Cromo (Cr): Aumenta a resistência à corrosão e à oxidação. Este elemento protege a liga durante a sua soldagem, evitando oxidação da zona termicamente afetada. Aumenta a resistência ao desgaste de componentes que sofram atrito. Diminui a usinabilidade devido à sua forte presença na formação de carbonetos.
- Ferro (Fe): O acréscimo de ferro tende a baixar a resistência à oxidação devido a baixa escala de aderência de óxido (elemento desoxidante);
- Molibdênio (Mo): É um metal considerado refratário com ponto de fusão próximo a 3000°C. É acrescido na liga para aumentar a resistência mecânica e à corrosão sob altas temperaturas. Forma partículas resistentes à abrasão, ou seja carbonetos.
- Níóbio (Nb): Também é um metal considerado refratário com ponto de fusão próximo a 2470°C. Modera o endurecimento da liga quando associado ao alumínio e ao titânio. É o elemento que melhor diminui a taxa de envelhecimento do material. Reduz a tendência à

trinca causada pelo alumínio. Aumenta a soldabilidade. Altas concentrações de Nióbio podem levar à formação de uma fase dura  $Ni_3Nb$ , separada do alumínio e do titânio

-Tântalo (Ta): É outro metal considerado refratário com ponto de fusão à aproximadamente  $3000^{\circ}C$ . É adicionado em forma de solução sólida para aumentar a resistência da liga. Também possui efeito prejudicial na usinabilidade pois propicia a formação de carbonetos.

- Carbono (C): É um elemento intersticial de aumento de resistência do níquel. Durante a soldagem, o carbono na zona afetada é dissolvido devido a temperatura atingida pela região. Esse carbono precipita-se como grafita no contorno de grão, reduzindo a ductilidade da zona afetada termicamente (reduzindo o limite elástico). Possui grande influência na formação de carbonetos, tais como carboneto de cromo, nióbio e titânio;

- Manganês (Mn): Reduz a plasticidade de forma moderada. Aumenta a endurecibilidade;

- Silício (Si): Aumenta a fluidez e a fundibilidade. Causa a fratura a quente da liga;

- Fósforo (P): É um elemento indesejável para a liga devido sua capacidade de fragilização sob temperaturas médias. Este elemento surge a partir de reações de redução durante a fusão da liga.

- Enxofre (S): Idem ao fósforo.

- Alumínio (Al): Possui o maior o potencial de endurecimento da liga. Sua presença fragiliza o material, gerando tendência de trinca a quente que ocorre durante a soldagem. Diminui a fundibilidade. Responsável pela formação de carbonetos complexos junto do titânio, ou mesmo o conhecido  $Al_2O_3$ , que possui alta resistência à corrosão sob temperaturas elevadas;

- Titânio (Ti): Modera a capacidade de endurecimento da liga, quando substituí em volume o alumínio. Presente na formação de carbonetos. Diminui a fundibilidade.

- Cobalto (Co): Aumentar a resistência sob altas temperaturas. Diminui a usinabilidade. Reduz a solubilidade do alumínio e do titânio na matriz CFC austenítica. Possui maior solubilidade para o carbono do que para o níquel, logo para uma quantidade equivalente de carbono, menos carbonetos estarão presentes na matriz  $\gamma$ .

Diferente do acréscimo de elementos químicos nas ligas do tipo Fe-C, em que a formação de carbonetos ocorre em proporções aceitáveis para que não se prejudique a

usinabilidade da liga resultante, para as ligas a base de níquel, ocorre uma expressiva formação de carbonetos. Esses carbonetos prejudicam a usinabilidade do material não somente pelo aumento de resistência mecânica, mas também pelo aumento da abrasividade junto da diminuição da condutividade térmica da liga. A figura 2.1.1.1, conforme Goldshmidt [10], apresenta um mapa de formação de carbonetos conforme sua afinidade química.

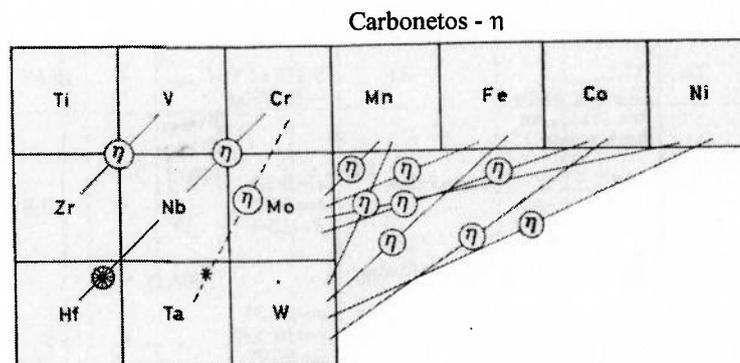


Figura 2.1.1.1 - Mapa de elementos químicos formadores de carbonetos -  $\eta$ , conforme Goldschmidt [10].

Ainda no tocante à avaliação físico-química desta liga, o Inconel 625 apresenta uma proeminente capacidade de aumentar sua resistência quando deformado além do seu limite elástico. A taxa de encruamento deste material é um dos principais aspectos de sua baixa usinabilidade, conforme citado por [5] e [1].

Como já citado na introdução, as ligas a base de níquel são resistentes ao calor e à corrosão quando submetidas a meios quimicamente agressivos. Essas ligas permanecem com elevada resistência mecânica sob altas temperaturas e a corrosão é relativamente lenta.

As figura 2.1.1.2 à 2.1.1.5, apresentam as propriedades mecânicas da superliga Inconel 625. A figura 2.1.1.6 sugere um comparativo entre o Inconel 625 e aço ferramenta H13 temperado, evidenciando a taxa de perda de resistência em função da temperatura na qual o material está inserido. As figura 2.1.1.2 à 2.1.1.6 são extraídas de [2] e [20].

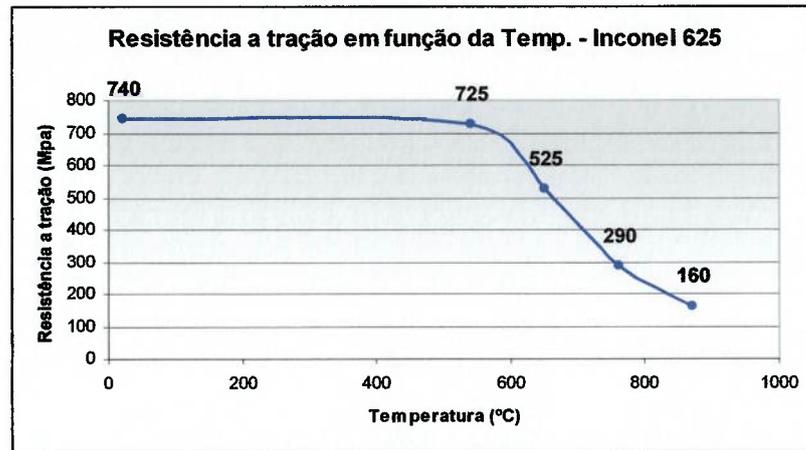


Figura 2.1.1.2 – Resistência à tração em função da temperatura.

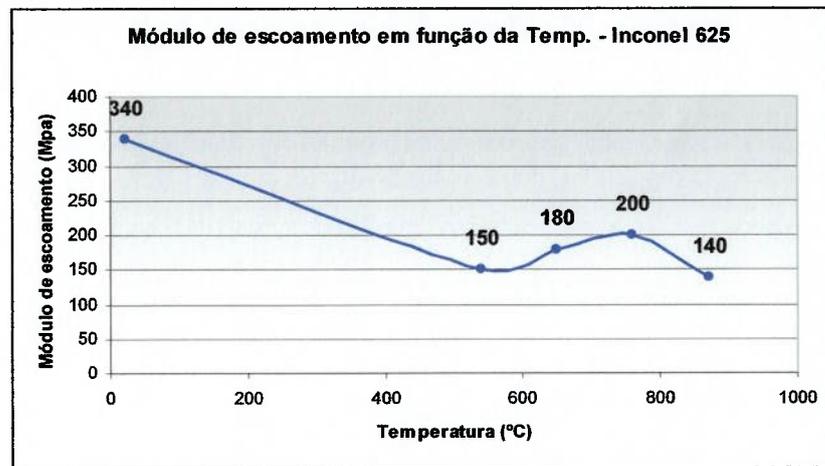


Figura 2.1.1.3 – Módulo de escoamento em função da temperatura.

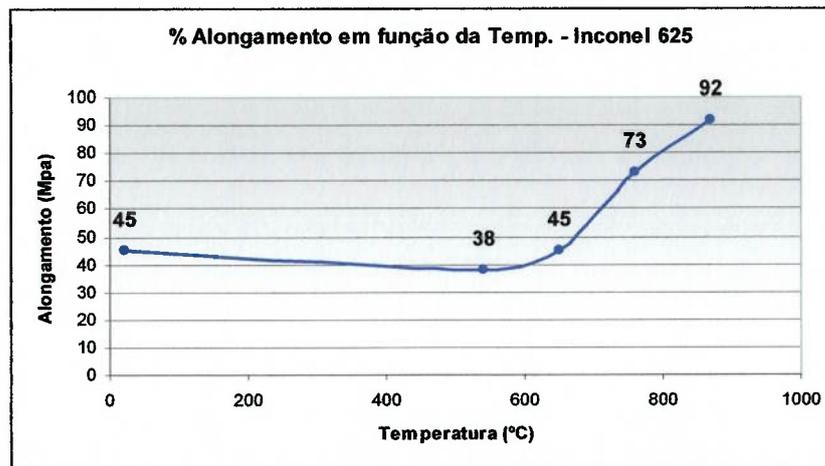


Figura 2.1.1.4 – Alongamento percentual em função da temperatura.

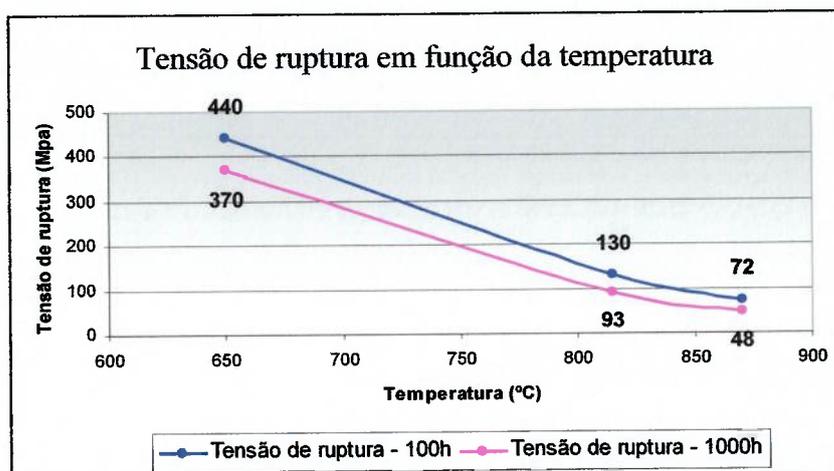


Figura 2.1.1.5– Tensão de ruptura em função da temperatura.

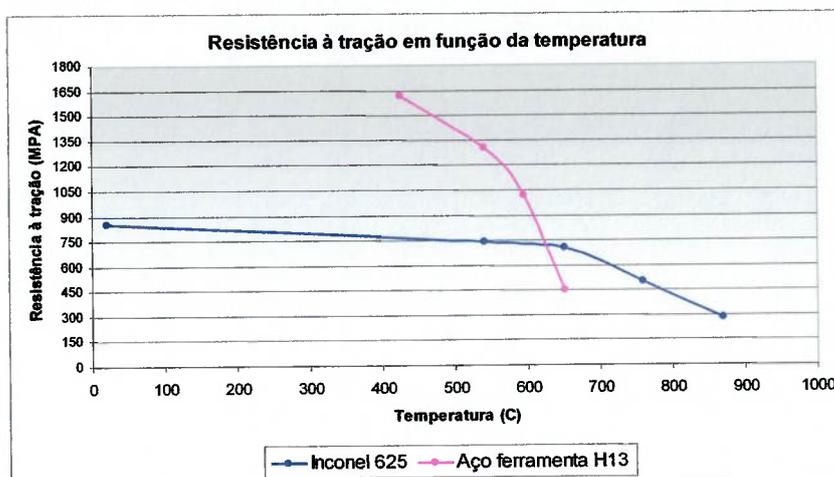


Figura 2.1.1.6– Comparativo da tensão de ruptura em função da temperatura.

É importante observar da figura 2.1.1.6 que o gradiente de diminuição de resistência à tração para o Inconel 625 é visivelmente menor do que aquele apresentado pelo aço H13. Durante a faixa de 600 à 700°C, região de temperaturas facilmente atingidas durante a formação do cavaco, o H13 encontra-se sensivelmente fragilizado em relação ao Inconel 625. Este aspecto deve ser observado quando da especificação da ferramenta de corte e dos parâmetros de processo, além do meio lubrificante/refrigerante que deverá ser utilizado ou não durante a usinagem.

## 2.2 O processo de fresamento

Denomina-se fresamento o processo de usinagem realizado por uma ferramenta rotativa, denominada fresa, que realiza rotação em torno de seu eixo de revolução e simultaneamente possui movimento de translação em relação à superfície que será trabalhada.

A fresa poderá ser multicortante, ou seja, com mais de uma aresta de corte ou monocortante (apenas uma aresta de corte). Existem vários tipos de fresamento para as diversas aplicações na indústria, sendo o objeto desse estudo o fresamento frontal com ferramenta multicortante intercambiável, também conhecido por fresamento de faceamento.

O fresamento de faceamento tem como característica a geração de superfícies planas perpendiculares ao eixo de revolução da fresa. A figura 2.2.1 ilustra o processo de fresamento de faceamento e as principais grandezas necessárias para o entendimento deste tipo de operação.

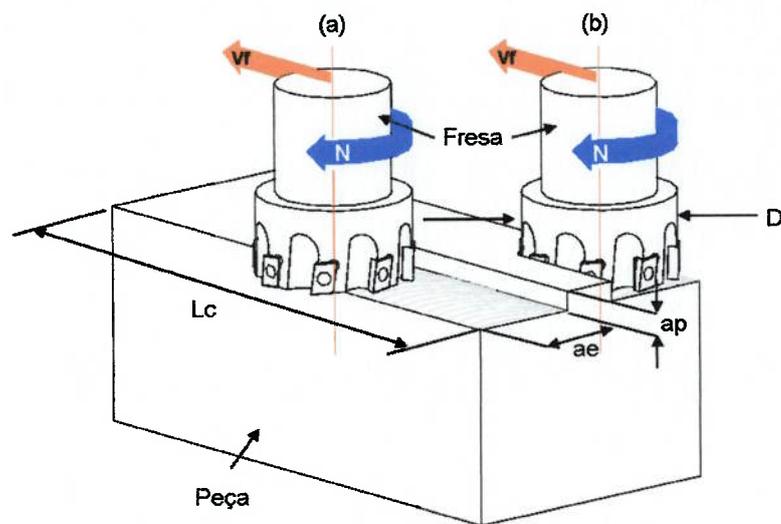


Figura 2.2.1 – Ilustração do processo de fresamento de faceamento e suas principais grandezas.

Da análise da figura 2.2.1 pode-se definir inicialmente para o fresamento as seguintes grandezas:

Velocidade de corte ( $V_c$ )	$V_c = \pi \times D \times N / 1000 \text{ (m/min)}$	(2.2.1)
-------------------------------	--	---------

$$\text{Velocidade de avanço (V}_f\text{)} \quad V_f = F_z \times Z \times N \text{ (mm/min)} \quad (2.2.2)$$

$$\text{Tempo de corte (T}_c\text{)} \quad T_c = L_c / V_f \text{ (min)} \quad (2.2.3)$$

$$\text{Taxa de remoção de (Q)} \quad Q = a_p \times a_e \times V_f \text{ (mm}^3\text{/min)} \quad (2.2.4)$$

cavaco por unidade de tempo

$$\text{Período de um ciclo (T)} \quad T = N / 60 \text{ (s)} \quad (2.2.5)$$

$$\text{Frequência (F)} \quad F = 1/T \text{ (Hz)} \quad (2.2.6)$$

$$\text{Período entre arestas (T}_z\text{)} \quad T_z = T/Z \text{ (s)} \quad (2.2.7)$$

Onde : D = diâmetro da fresa (mm); N = número de revoluções por minuto da ferramenta ( $s^{-1}$ );  $F_z$  = avanço por dente da fresa (mm/faca); Z = número de facas ou arestas da ferramenta (número de dentes);  $L_c$  = comprimento de corte (mm);  $a_e$  = largura de corte (mm);  $a_p$  = profundidade de trabalho.

### 2.2.1 Estratégias de fresamento frontal de faceamento

Da análise da figura 2.2.1 observa-se em (a) o fresamento de faceamento chamado de concordante e em (b) o discordante. A grandeza  $a_e$  indica a largura que está sendo fresada e  $a_p$  a respectiva profundidade de trabalho. Diniz et al. [28] estudou o posicionamento relativo de uma fresa de faceamento em relação à superfície que irá ser fresada, apresentando os diversos efeitos do parâmetro j (sendo j a distância linear entre o início da face a ser fresada e a tangência da ferramenta de facear). Dentro desta revisão, Diniz et al. [28] apresenta algumas conclusões para a o correto posicionamento em termos de vida útil da aresta de corte da fresa em relação à peça. Assim, de [28]:

1.O corte assimétrico com um valor pequeno para o parâmetro j é o mais recomendável em termos da vida da ferramenta;

2. A medida que o parâmetro  $j$  aumenta, a vida da ferramenta diminui. Este fato se dá pelo aumento do lascamento da aresta durante o impacto inicial da penetração da mesma;

Ainda na figura 2.2.1, as setas em azul apresentam o sentido de rotação da ferramenta, enquanto as setas em vermelho indicam o sentido de avanço da mesma em relação à peça.

Considera-se como estratégia de fresamento a escolha entre a operação concordante e discordante. Cada estratégia possui vantagens e desvantagens e estas serão apresentadas após análise da figura 2.2.2.1.

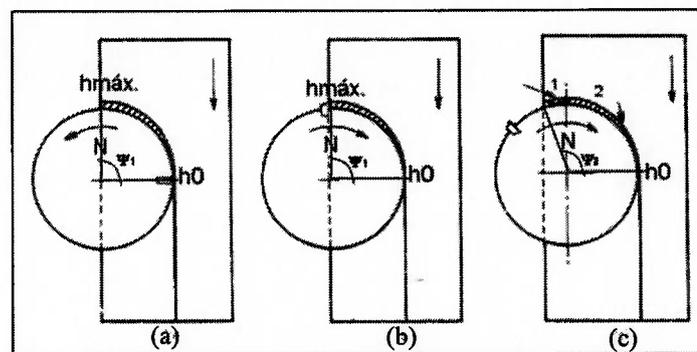


Figura 2.2.1.1 – Ilustração de possíveis estratégias de fresamento de faceamento.

Da figura 2.2.1.1, nota-se em (a) o fresamento discordante, ou seja, a espessura do cavaco evolui desde  $h_0=0$  até  $h_{\text{máx}}$ , e em (b) o fresamento concordante, em que a espessura do cavaco decresce desde  $h_{\text{máx}}$  até  $h_0=0$  e em (c), aparece uma combinação dos dois tipos de estratégias, uma vez que durante o trecho 1, a espessura do cavaco aumenta, caracterizando um fresamento concordante, logo após a passagem da aresta pela linha de centro da fresa, trecho 2, a estratégia torna-se discordante, apresentando um decréscimo da espessura do cavaco. Cabe ressaltar que a linha de centro da fresa encontra-se dentro da largura fresada.

Ainda analisando as possíveis estratégias para o fresamento frontal de faceamento, pode-se ter, em alguns casos, um fresamento em que o diâmetro da fresa está totalmente imerso na peça a ser usinada ( $\Psi=180^\circ$ ). Para este caso, a espessura do cavaco evolui de  $h_0=0$  até  $h_{\text{máx}}$  durante o percurso descrito por uma única aresta de corte desde  $\Psi=0^\circ$  até  $\Psi=90^\circ$  e esta mesma espessura decresce de  $h_{\text{máx}}$  até  $h_0=0$  quando  $90^\circ < \Psi < 180^\circ$ . Sabe-se que ambas as estratégias de corte são aceitas e praticadas dentro do meio industrial, uma

vez que existem vantagens e desvantagens de uma frente à outra dependendo do tipo de aplicação. Conforme Ferraresi [6] e Diniz et al. [7] as vantagens e desvantagens entre o fresamento concordante e discordante são as seguintes:

- Fresamento discordante: Inicialmente há um notável atrito entre a ferramenta e a peça. Quando a pressão exercida pela aresta cortante atinge um valor capaz de vencer a elasticidade do material, a mesma penetra na peça, e com a composição dos movimentos de corte e de avanço o corte do material é realizado. Assim no início da operação de cada dente, há uma componente da força de usinagem, altamente influenciada pelo atrito e pela espessura do cavaco que está sendo formado, que tenderá a afastar o eixo da fresadora de seu alinhamento, perpendicular à superfície usinada. Enquanto no final da operação, esta mesma componente da força de usinagem tenderá a arrancar lateralmente a peça da mesa da fresadora. Esta alternância de orientação da componente da força de usinagem produz vibrações indesejáveis, prejudicando o acabamento superficial e a tolerância dimensional desejada. Através de [26], foi possível observar que diversos pesquisadores concluem que a força de avanço para fresamento discordante deverá ser necessariamente maior que para o fresamento concordante, devido a alternância do sentido e do atrito na entrada do corte.

- Fresamento concordante: O problema da alternância da orientação da componente da força de usinagem é sanado, porém outros efeitos ocorrem com esta estratégia. A influência do atrito na entrada da aresta na peça é eliminada bem como os efeitos da espessura mínima do cavaco, por outro lado ocorre um choque maior entre a aresta cortante o material que a ser removido em forma de cavaco. Com o fresamento concordante, as possíveis vibrações que surgiriam pelo fato do movimento de avanço estar no mesmo sentido das componentes horizontais da força de usinagem são minimizadas através da utilização de sistemas de movimentação da mesa da fresadora com ajuste de folga entre fuso e porca, ou mesmo sistemas com pré-carga, onde essas folgas são totalmente eliminadas. Através de [26] foi possível perceber que o calor gerado na condição de fresamento concordante é mais eficientemente extraído da região de corte, além de sua magnitude ser menor devido a eliminação do atrito adicional que a ferramenta sofre na entrada do corte.

Ainda segundo Ferraresi [6], o fresamento concordante é mais vantajoso que o discordante desde que sejam satisfeitas as condições de ajuste de folgas da mesa da fresadora, o que corrobora a afirmação do parágrafo anterior.

Ainda em relação à figura 2.2.1.1, pode-se definir a espessura média do cavaco  $hm$  como sendo:

$$\text{Espessura média do cavaco (hm)} \quad hm = \left( \int_{\Psi_1}^{\Psi_2} h \cdot d\Psi \right) / \Psi_2 - \Psi_1 \quad (2.2.8)$$

### 2.2.2 A formação do cavaco no processo de fresamento

A formação do cavaco no processo de fresamento pode ser inicialmente definida como de natureza cíclica, não somente pelo comportamento das forças, como será visto em 2.2.4 e 4.4, mas também pela própria natureza interrompida da ação de corte da ferramenta.

A ferramenta que realiza a operação deve prover ângulos que possibilitem:

- a) a penetração da mesma;
- b) a deformação do material que está sendo removido;
- c) a deformação do material que permanece solidário à peça;
- d) resisitir às tensões que a evolução do processo irá proporcionar;
- e) que não ocorra contato entre a superfície recém formada e a superfície de folga da ferramenta, conforme Trent [16];
- f) que os diversos mecanismos de desgaste que irão ocorrer sejam minimizados, não somente pela resistência que o material da ferramenta deverá possuir, mas sim pela adequação do ângulo de ponta, de forma que as superfícies em contato entre os materiais ofereçam a taxa minimizada de desgaste para a ferramenta.

O estudo da geometria de corte mais adequada para a usinagem de superligas será apresentado em 2.2.5, onde os ângulos envolvidos serão discutidos, bem como a influência de cada um deles nos itens citados acima.

Analisando o trabalho de vários pesquisadores que estudaram o mecanismo de formação do cavaco [6,7,12,14,15,16,17,21,22,30] é possível afirmar que todos avaliaram este fenômeno em um plano bidimensional e propuseram uma descrição estática do fenômeno, pois desta forma o entendimento das grandezas envolvidas uma vez visualizadas de maneira estática, devem ser extrapoladas de acordo com o movimento relativo entre a ferramenta e a peça. Oxley [30] apresenta que o corte poderá ser aproximado em um plano bidimensional, ou seja um estado duplo de tensões cisalhantes quando a largura do corte for

maior ou igual à 10 vezes a espessura teórica do cavaco ( $t_1$ ). Uma outra importante observação que pode ser feita sobre o modelo proposto para o estudo da formação do cavaco é o tipo de superfície na qual a ferramenta está atuando. Sabe-se que no limite, as superfícies para o estudo dos ângulos e velocidades envolvidas são planas, entretanto esta condição é particular para alguns processos de usinagem (aplainamento, brochamento), pois para o torneamento cilíndrico, as superfícies são cilíndricas e para o fresamento, a ferramenta é cilíndrica. Isso torna o entendimento das tensões, devido à geometria da superfície, necessário para o estudo da formação do cavaco.

Entretanto, para aplicar o entendimento do mecanismo de formação do cavaco em um processo de fresamento, faz-se necessário considerar que a espessura cortada de material varia com a evolução do processo e, desta forma, todas grandezas analisadas sempre devem contemplar tal comportamento. Kronenberg [22] enfatiza o fato de que a análise bidimensional é válida e que todas as condições se tornam pontuais, uma vez que as forças se distribuem ao longo de uma área e não somente em um ponto exclusivo da seção transversal que está sob análise. As figuras 2.2.2.1 à 2.2.2.3 ilustram o plano bidimensional no qual as grandezas fundamentais para o entendimento da formação do cavaco são definidas, conforme Kronenberg [22] e Trent [16].

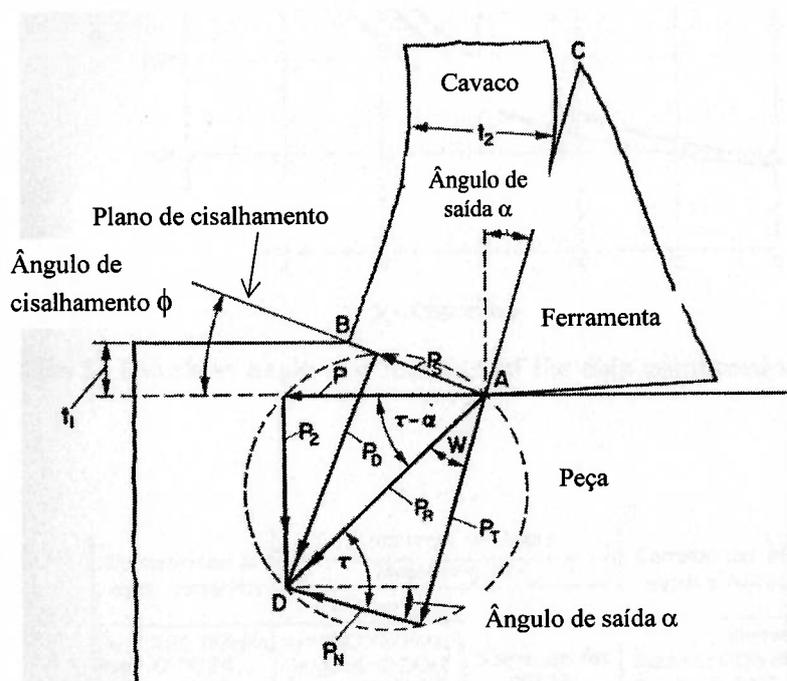


Figura 2.2.2.1 – O sistema de forças no plano bidimensional. Os vetores indicam a ação da ferramenta sobre o material, conforme Kronenberg [22]. (página anterior)

Da análise da figura 2.2.2.1 é possível verificar as seguintes grandezas:

$P$  = Força de corte principal (atua na direção da velocidade de corte);

$P_2$  = Força de avanço (atua perpendicularmente a força de corte principal  $P$ );

$P_R$  = Força resultante obtida no primeiro sistema formado entre  $P$  e  $P_2$ ;

$P_t$  = Força de atrito que atua ao longo da face da ferramenta  $AC$ ;

$P_N$  = Força normal que atua na direção perpendicular a superfície da ferramenta;

$P_S$  = Força de cisalhamento que atua ao longo do plano  $AB$ ;

$P_D$  = Força de compressão que atua na direção perpendicular ao plano de cisalhamento;

$t_1$  = espessura teórica do cavaco;

$t_2$  = espessura deformada do cavaco;

$\alpha$  = ângulo efetivo de saída;

$\phi$  = ângulo do plano de cisalhamento;

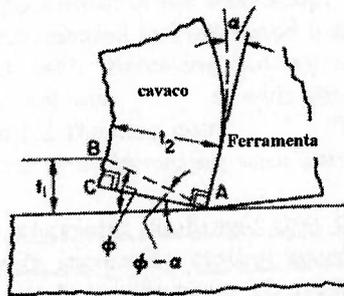


Figura 2.2.2.2 – Obtenção analítica do ângulo de cisalhamento, conforme Kronenberg [22].

Da análise da figura 2.2.2.2 é possível verificar as seguintes relações trigonométricas:

$$\text{Espessura teórica do cavaco } (t_1) \quad t_1 = AB \operatorname{sen} \phi \quad (\text{mm}) \quad (2.2.2.1)$$

$$\text{Espessura deformada do cavaco } (t_2) \quad t_2 = AB \operatorname{cos} (\phi - \alpha) \quad (\text{mm}) \quad (2.2.2.2)$$

$$\text{Fator de compressão } (\lambda) \quad \lambda = t_2 / t_1 = \operatorname{cos} (\phi - \alpha) / \operatorname{sen} \phi \quad (2.2.2.3)$$

Que resulta para definição do ângulo do plano cisalhamento ( $\phi$ ) :

$$\tan\phi = \cos \alpha / \lambda - \text{sen}\alpha \text{ (}^\circ\text{)} \quad (2.2.2.4)$$

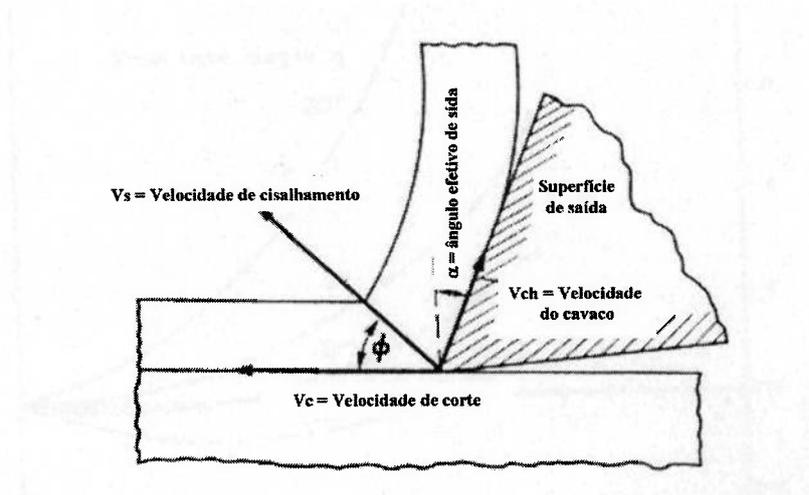


Figura 2.2.2.3 – As três velocidades envolvidas na formação do cavaco, conforme Kronenberg [22].

Da análise da figura 2.2.2.3 é possível verificar as seguintes grandezas:

Relação Vel. do cavaco/ Vel. de corte  $V_{ch} / V_c = \text{sen } \phi / \cos (\phi - \alpha)$  (2.2.2.5)

Velocidade de cisalhamento ( $V_s$ )  $V_s = V_c \cos \phi / \cos (\phi - \alpha)$  (m/min) (2.2.2.6)

Que de maneira simplificada será:

Velocidade do cavaco ( $V_{ch}$ )  $V_{ch} = V_c / \lambda$  (m/min) (2.2.2.7)

Da análise das velocidades envolvidas na formação do cavaco, é possível se avaliar, através do fator de compressão, que esse se move sobre a superfície da ferramenta em uma velocidade menor que a velocidade de corte. Baseado nesta análise é possível concluir que ocorre efetivamente a compressão e que a partir desta, a ferramenta proporciona a ação da

quebra do cavaco. De outra a forma, se a velocidade do cavaco for maior, ocorre uma inconsistência, pois dessa forma o cavaco estaria sendo tracionado, ou ainda, a eficiência seria maior que 100%, fato que contraria as leis naturais de conservação de energia.

A formação de todos os tipos de cavacos envolve cisalhamento do material na região do plano que se estende da aresta de corte até a posição onde a superfície superior do cavaco deixa a superfície da peça. Uma grande quantidade de deformação ocorre em um pequeno intervalo de tempo. Logo são raríssimos os casos de metais que sob esta taxa de deformação não fraturam. Oxley [30] apresenta que a deformação sofrida pelo material ao passar pelo plano de cisalhamento será dada pela razão entre a velocidade de cisalhamento do cavaco ao longo do plano de cisalhamento sobre a velocidade normal à este, sendo:

$$\text{Deformação cisalhante ao longo do plano de cisalhamento} \quad \gamma_{sp} = \cos\alpha / [\sin\phi\cos(\phi-\alpha)] \quad (2.2.2.8)$$

Conforme Trent [16], a distinção entre os tipos existentes de cavaco não é estritamente definida. Entretanto os extremos podem ser identificados sendo:

- a) cavaco contínuo: é aquele formado em materiais que não fraturam diretamente no plano de cisalhamento (materiais dúcteis);
- b) cavaco descontínuo: é aquele formado em materiais que rapidamente se fragmentam, antes mesmo de se consolidar o plano de cisalhamento (materiais frágeis).

Assim, existe uma faixa de materiais que permanecem entre os extremos citados acima, sendo desta forma necessário analisar outras condições que permeiam a formação do cavaco para poder caracterizar este como contínuo ou descontínuo. Diniz et al. [7] particulariza o estado intermediário proposto por Trent como cavaco de cisalhamento e define o estado de cavaco de ruptura para o cavaco descontínuo postulado pelo mesmo Trent [16].

Ainda sob o estudo do cavaco, pode-se afirmar que a forma do mesmo não é geometricamente perfeita (retangular ou losangular) uma vez que, mesmo com deformações ocorrendo a taxas elevadíssimas, a formação não encontra-se completamente

restrita (como é o caso de deformações em processos de forjamento em matrizes fechadas). Uma analogia passível poderá ser feita com o forjamento de matriz aberta, onde o material possui liberdade para escoar em uma direção diferente daquela definida pela área de contato teórica. Jaspers et al. [27] apresenta através de micrografias da raiz do cavaco durante sua formação que é de grande complexidade a tentativa de se determinar as fronteiras exatas entre as zonas de cisalhamento presentes na formação do cavaco, ou seja, a zona primária de cisalhamento, definida nas adjacências do plano de cisalhamento e a zona secundária de cisalhamento, fortemente influenciada pelo atrito presente na interface cavaco-superfície de saída da ferramenta. Jaspers et al. [27] também apresenta dois importantes aspectos dentro da formação do cavaco, sendo estes a aresta postiça de corte e a camada postiça de escoamento. As figuras 2.2.2.4 e 2.2.2.5 apresentam as zonas de cisalhamento primária e secundária além da diferença entre a aresta postiça de corte e a camada postiça de escoamento.



Figura 2.2.2.4 – Zonas de deformação na raiz do cavaco durante sua formação, conforme Jaspers et al. [27].

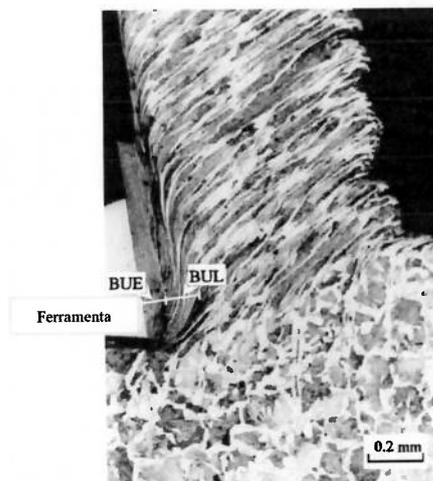


Figura 2.2.2.5 –Zonas de deformação na raiz do cavaco durante sua formação, conforme Jaspers et al. [27].

Da análise das figuras 2.2.2.4 e 2.2.2.5:

- BUE – aresta postiça de corte – APC;
- BUL – camada postiça de escoamento;
- Primary shear zone – zona primária de cisalhamento;
- Secondary shear zone – zona secundária de cisalhamento.

Ainda através das figuras 2.2.2.4 e 2.2.2.5 tem-se que a aresta postiça de corte não poderá ser confundida com a camada postiça de escoamento, uma vez que esta última é estável e pode ser fortemente aproximada como o ponto de estagnação presente no escoamento de fluídos sobre superfícies planas.

Jaspers et al [27] basicamente revisita as proposições de inúmeros pesquisadores sobre como é a deformação durante a formação do cavaco em seu sentido mais prático, entretanto com forte nitidez e uma importante contribuição sobre como as deformações se desenvolvem.

Complementando o entendimento da zonas primária e secundária de cisalhamento, conforme [26], quando a tensão de fricção na superfície da ferramenta atinge um valor igual a tensão de escoamento do material já deformado, passa a ocorrer um escoamento interno no material além daquele que já ocorre ao longo do plano de cisalhamento. Assim, ainda por [26], uma vez que a zona secundária de escoamento é devido às altas tensões na superfície da ferramenta, este leva à um aumento das forças presentes durante o corte.

O cavaco tende a escoar para as laterais de sua seção transversal, logo sua largura será maior que a profundidade de corte [16]. O entendimento desta mudança de espessura é importante e é a base para do fator de compressão ( $\lambda$ ) que um determinado material possui para que ocorra a sua formação.

A figura 2.2.2.6 , conforme Kronenberg [22] apresenta um estudo detalhado do fator de compressão sobre a formação do cavaco. Este índice, balisado de 1 a 6 indica a dificuldade que um determinado material oferece em função do ângulo do plano de cisalhamento  $\phi$ .

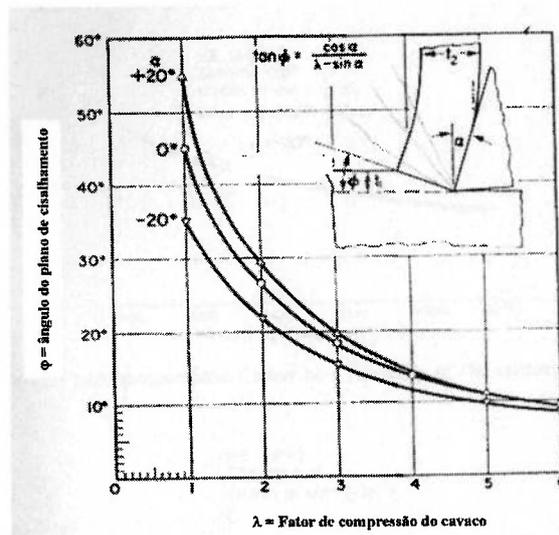


Figura 2.2.2.6 – Obtenção do ângulo de cisalhamento como função do fator de compressão, conforme Kronenberg [22].

Da análise de 2.2.2.6 é possível avaliar que o ângulo do plano de cisalhamento aumenta à medida que o fator de compressão diminui. Conseqüentemente, o fator de compressão é reduzido quando o ângulo efetivo de saída aumenta.

Uma diminuição do fator de compressão está associada com a redução das forças de corte, logo a temperatura envolvida também será reduzida.

Outra hipótese assumida para a formulação dos modelos de mecanismos de formação de cavaco presentes nesta revisão, conforme Kronenberg [22] é que o material é dúctil e que não há formação de aresta postiça de corte, uma vez que a complexidade para o

modelamento da formação de cavaco para materiais frágeis ou que formam aresta postíça de corte deve ser considerada para estudos específicos destes dois fenômenos.

Os modelos apresentados a partir da análise das figuras 2.2.2.1 à 2.2.2.3 se baseiam na hipótese de um cavaco com seção transversal calculada sem que tenha ocorrido alguma distorção [16].

Assim, como todo volume que passa pelo plano de cisalhamento é plasticamente deformado, pode-se definir que a quantidade de deformação plástica, para uma tensão de cisalhamento ( $\gamma_{sp}$ ) demonstrou-se estar relacionada com o ângulo do plano de cisalhamento ( $\phi$ ) e com o ângulo de saída ( $\alpha$ ) através da equação 2.2.2.8, conforme Oxley [30].

O significado da tensão de cisalhamento pode ser visto na figura 2.2.2.7. Este gráfico apresenta a relação entre a tensão de cisalhamento e o ângulo do plano de cisalhamento para três valores de ângulos de saída. Desta mesma figura, pode ser visto que para qualquer ângulo de saída, existe uma tensão mínima que ocorre quando a espessura média do cavaco se iguala ao valor do avanço ( $t_2 = t_1$ ). Para um ângulo de saída nulo, o ângulo do plano de cisalhamento será  $45^\circ$ . A mudança na forma do volume unitário após a deformação sofrida no plano de cisalhamento para diferentes valores do ângulo de cisalhamento também é mostrado na figura 2.2.2.7 para uma ferramenta com ângulo de saída nulo. Desta forma, a deformação mínima quando o ângulo do plano de cisalhamento é  $45^\circ$  é aparente com a mudança de forma da seção do cavaco.

Com um ângulo de saída nulo, a tensão cisalhante é 2. A mínima deformação se torna menor a medida que o ângulo da saída é aumentado.

Trent [16] afirma que mesmo sob as melhores condições de corte, a formação do cavaco ocorre numa taxa severa de deformação plástica, resultando em um considerável encruamento (como tradução de work-harden) e alterações estruturais do material. Desta forma, não é desconhecida a hipótese de que metais e ligas venham a perder a ductilidade e serem periodicamente fraturados no plano de cisalhamento.

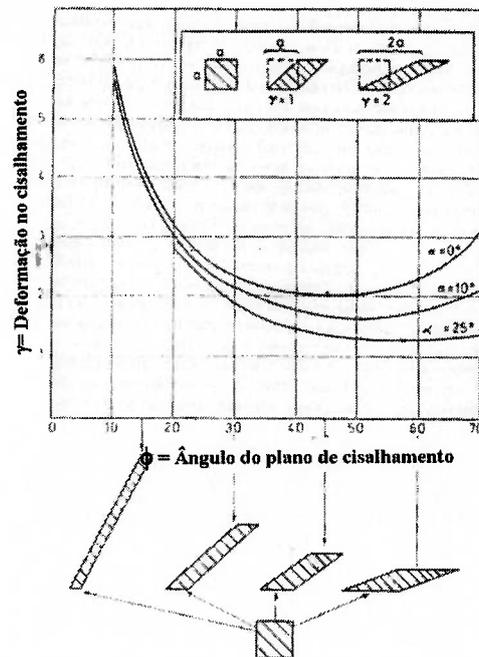


Figura 2.2.2.7 – Deformações no plano de cisalhamento ( $\gamma$ ) em função do ângulo de cisalhamento ( $\phi$ ), conforme Trent [16].

### 2.2.3 Força no processo de fresamento

A ação de uma ferramenta de corte de fresamento pode ser considerada, para efeito da previsão da grandeza das forças envolvidas durante a usinagem como o trabalho simultâneo de diversas ferramentas monocortantes, de acordo com Li et al [23].

O modelamento das forças envolvidas em uma operação de usinagem pode ser considerado de fundamental importância para o planejamento e otimização de vários aspectos relacionados à todo sistema no qual a usinagem está inserida, sendo estes: potência da máquina operatriz, rigidez da fixação, deformação devido ao impacto em peças delgadas, etc.

Conforme pode ser verificado em 2.2.2, o estudo das forças envolvidas em uma operação de usinagem é usualmente realizado em um plano bidimensional, fato este que simplifica a condição tridimensional de corte oblíquo.

Entretanto, a notável maioria dos projetos atuais de ferramentas de corte utilizam-se do corte oblíquo uma vez que esta condição é seguramente aquela que melhor se adequa às condições de produtividade da indústria atual, devido à possibilidade de aumento de velocidades sem que as forças envolvidas na operação prejudiquem a performance do processo.

Li et al. [23] e Li et al. [24] utilizam para previsão das forças envolvidas na operação de fresamento o modelo de usinagem de Oxley. Este modelo considera que as forças envolvidas na operação são funções da deformação, da taxa de deformação, da temperatura gerada e das demais condições dinâmicas e geométricas que pertencem ao sistema de usinagem no qual o corte oblíquo está inserido.

A base para a teoria de Oxley é a análise da distribuição de tensões ao longo do plano de cisalhamento e da interface cavaco ferramenta em termos do ângulo de cisalhamento, das propriedades de escoamento do material e da geometria da ferramenta. Oxley [30] realiza um equilíbrio entre as forças presentes na interface cavaco-ferramenta e aquelas presentes no plano de cisalhamento. Uma hipótese fundamental do modelo de Oxley é que o plano de cisalhamento e a interface cavaco-ferramenta são assumidos na direção da máxima tensão cisalhante e da máxima taxa de deformação por cisalhamento.

Li et al. [24] propõem, a partir do modelo de Oxley, que o corte oblíquo de uma ferramenta com aresta de corte helicoidal seja estudado discretizando-se a hélice da ferramenta em diferentes estágios ao longo do eixo da mesma. Esta discretização é aceita, uma vez que a hélice de uma ferramenta de corte possui como primeira derivada uma reta, ou seja, o plano formado entre as arestas de corte lateral e frontal é necessariamente um triângulo. A figura 2.2.3.1 apresenta a discretização de uma ferramenta helicoidal. A ação de corte em cada aresta de corte de cada camada discretizada conforme a figura 2.2.3.1 é modelada individualmente como um corte oblíquo que possui como ângulo de inclinação igual ao ângulo de inclinação  $\beta$  da hélice.

Uma característica importante deste método é que o efeito do raio de ponta e da aresta frontal deve ser modelado somente na primeira camada discretizada, ficando as demais camadas acima da primeira livre da influência desta parcela da aresta.

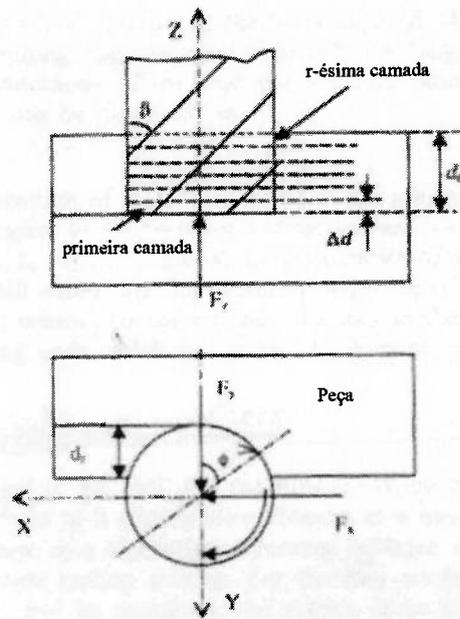


Figura 2.2.3.1 – Discretização em camadas de uma ferramenta helicoidal e as componentes das forças presentes no corte oblíquo gerado por esta, conforme Li et al [24].

A ação de corte, em cada aresta de corte de cada camada discretizada, conforme a figura 2.2.3.1, é modelada individualmente como um corte oblíquo que possui ângulo de inclinação igual ao ângulo de inclinação  $\beta$  da hélice. O modelo proposto por Oxley [30] é ilustrado através da figura 2.2.3.2 que representa a análise de cada aresta individual que realiza um corte oblíquo.

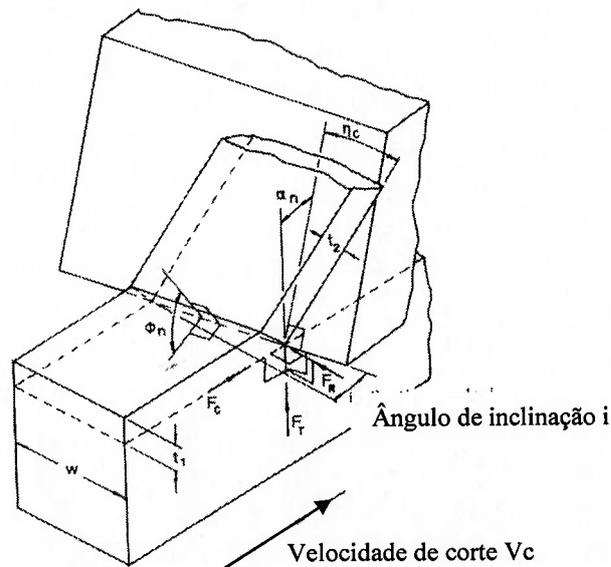


Figura 2.2.3.2 – Formação de um cavaco para o corte oblíquo, conforme Oxley [30].

Da análise da figura 2.2.3.2:

$i$  = ângulo de inclinação medido entre a aresta de corte e a normal relativa à velocidade de corte  $V_c$ ;

$F_c$  = força principal de corte;

$F_t$  = força de avanço;

$F_r$  = força radial;

$\alpha_n$  = ângulo normal de saída, medido em um plano normal à aresta de corte;

$\phi_n$  = ângulo de cisalhamento medido no plano normal;

$\eta_c$  = ângulo de escoamento do cavaco medido entre a velocidade do cavaco e a normal à aresta de corte.

Ainda da análise da figura 2.2.3.2, a previsão de  $\eta_c$  foi objeto de diversos pesquisadores uma vez que o conhecimento de tal valor possibilita um projeto de ferramenta mais confiável devido ao conhecimento da orientação na qual o cavaco irá deixar a região do corte. Assim adotando duas previsões para o conhecimento de  $\eta_c$ , tem-se:

$$\begin{array}{ll} \hat{\text{Ângulo de escoamento do cavaco}} & \eta_c = i / v_c^{0,08} \quad (^\circ) \quad (2.2.3.1) \\ \text{conforme Zorev [21]} & \end{array}$$

$$\begin{array}{ll} \hat{\text{Ângulo de escoamento do cavaco}} & \tan \eta_c = \tan(i) \times \sin(\alpha_n) \quad (^\circ) \quad (2.2.3.2) \\ \text{conforme Kronenberg, [22]} & \end{array}$$

Conforme Kronenberg [22], a obtenção de  $\alpha_n$  poderá ser feita através da equação:

$$\begin{array}{ll} \hat{\text{Ângulo normal de saída}} & \tan \alpha_n = \tan(\alpha) / \cos(i) \quad (^\circ) \quad (2.2.3.3) \end{array}$$

Assim, conhecendo os valores de  $F_c$  e  $F_t$ , que poderão ser sugeridos como se o corte fosse ortogonal ( $i = 0$ ) e o ângulo  $i$ , obtem-se a terceira componente  $F_r$  e  $\eta_c$  através de 2.2.3.1 ou 2.2.3.2.

Realizando análise vetorial sobre um sistema cartesiano escolhido de forma que os índices (c), (t) e (r) representam respectivamente as direções de  $F_c$ ,  $F_t$  e  $F_r$ , surge o vetor resultante R dado por:

$$\text{Vetor resultante R para o corte oblíquo} \quad R = F_c(c) + F_t(t) + F_r(r) \quad (2.2.3.4)$$

Baseado neste sistema de coordenadas, o vetor unitário  $\hat{a}$  na direção da aresta de corte será expresso como sendo:

$$\hat{a} = -\sin i(c) + \cos i(r)$$

E um vetor  $\hat{e}$  ao longo da linha de intersecção entre o plano normal e o plano da face de corte como sendo:

$$\hat{e} = \sin \alpha n \cos i(c) + \cos \alpha n(t) + \sin \alpha n \sin i(r)$$

E um vetor  $\hat{g}$  ao longo da direção do escoamento do cavaco dado por:

$$\hat{g} = -\sin \eta c \hat{a} + \cos \eta c \hat{e}$$

Que resultará através de substituições em:

$$\hat{g} = (\sin \alpha n \cos i \cos \eta c + \sin i \sin \eta c)(c) + (\cos \alpha n \cos \eta c)(t) + (\sin \alpha n \sin i \cos \eta c - \cos i \sin \eta c)(r)$$

Assim, um vetor unitário  $\hat{n}$  normal ao plano que contém a face de corte é obtido através do produto vetorial de outros dois vetores unitários neste mesmo plano, logo:

$$\hat{n} = \hat{e} \times \hat{a} = \cos \alpha n \cos i(c) - \sin \alpha n(t) + \cos \alpha n \sin i(r)$$

Que de maneira análoga será:

$$p = \hat{g} \times \hat{n} = (\sin i \cos \eta c - \sin \alpha n \cos i \sin \eta c)(c) - (\cos \alpha n \sin \eta c)(t) - (\cos i \cos \eta c + \sin \alpha n \sin i \sin \eta c)(r)$$

Onde:  $p$  = vetor unitário normal ao plano que contém a força de corte  $R$ .

Uma vez que  $p$  e a resultante  $R$  são ortogonais, o produto interno (ou escalar) é zero, ou seja ( $p.R=0$ ).

Substituindo e rearranjando os termos conforme as equações de  $R$  e  $p$ , obtém-se finalmente a equação de  $F_r$ , que será dada por:

$$F_r = \frac{F_c(\sin i - \cos i \sin \alpha_n \tan \eta_c) - F_t \cos \alpha_n \tan \eta_c}{\sin i \sin \alpha_n \tan \eta_c + \cos i} \quad (\text{N}) \quad (2.2.3.5)$$

Utilizando um sistema de coordenadas para descrever as forças de corte, pode-se considerar a força na direção do avanço da ferramenta em  $X$ , a força na direção normal ao avanço em  $Y$  e a força ao longo do eixo da ferramenta em  $Z$ .

Assim, quando uma ferramenta gira em torno de seu eixo, sem vibrações excitadas pelas forças geradas com esta rotação, cada segmento axial de aresta de corte possui um comprimento determinado por:

$$\text{Comprimento discretizado de corte} \quad \Delta d = d_a/r \quad (\text{mm}) \quad (2.2.3.6)$$

Logo, cada aresta irá remover um cavaco de espessura senoidal, e, sendo o avanço por dente  $f_z$  constante, a espessura do cavaco será:

$$\text{Espessura senoidal do cavaco} \quad h_{u,v} = f_z \sin \phi_{u,v} \quad (\text{mm}) \quad (2.2.3.7)$$

Onde:  $\phi_{u,v}$  = posição angular de cada ponto do  $u$ -ésimo canal no  $v$ -ésimo elemento de corte, ou seja em cada camada, em relação à direção negativa de  $Y$ , medida no sentido horário.

$u$  = número de canais da ferramenta;

$v$  = número de camadas discretizadas;

Por uma relação geométrica, é possível obter:

$$\text{Posição angular} \quad \phi_{u,v} = 2 \pi n t - (u-1) 2 \pi/z - (v-1) 2 d_a \tan \beta/rD \quad (^\circ) \quad (2.2.3.8)$$

Onde:  $n$  = rotação da ferramenta;

$t$  = tempo;

$D$  = diâmetro da ferramenta;

$z$  = comprimento ao longo do eixo  $z$

Ainda pelo modelo de usinagem de Oxley, para o corte oblíquo sem considerar os efeitos do raio de ponta da ferramenta e da aresta frontal de corte, pode-se apresentar as seguintes relações quando o ângulo de posição  $\chi_r$  é nulo, conforme Li et al. [23], baseado no modelo de Oxley [30], conforme figura 2.2.3.3:

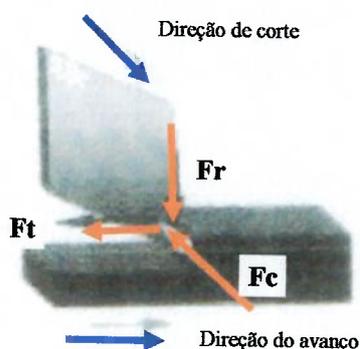


Figura 2.2.3.3 – Modelo de distribuição das forças no corte ortogonal com ângulo de posição  $\chi_r = 90^\circ$ , conforme Li et al [23].

$$\text{Igualdade } P_1 \quad P_1 = F_c \quad (2.2.3.9)$$

$$\text{Igualdade } P_2 \quad P_2 = F_t \cos \chi_r + F_r \sin \chi_r \quad (2.2.3.10)$$

$$\text{Igualdade } P_3 \quad P_3 = F_t \sin \chi_r + F_r \cos \chi_r \quad (2.2.3.11)$$

Onde:  $F_c$  = Força de corte;

$F_t$  = Força de avanço;

$F_r$  = Força radial.

Entretanto, para  $\chi_r = 90^\circ$  podem ser feitas as seguintes simplificações:

$$\text{Força de corte} \quad F_c = R \cos (\lambda' - \alpha_n) \quad (\text{N}) \quad (2.2.3.12)$$

$$\text{Força de avanço} \quad F_t = R \sin (\lambda' - \alpha_n) \quad (\text{N}) \quad (2.2.3.13)$$

Onde:  $\lambda'$  = ângulo médio de atrito na interface cavaco ferramenta;

O ângulo médio de atrito ( $\lambda'$ ), assim como o ângulo do plano de cisalhamento ( $\phi$ ), considerados constantes ao longo de uma determinada condição de corte na qual a velocidade e o avanço por face são constantes, também será obtido através da observação do ensaio realizado que se deseja prever a magnitude da força de usinagem. Desta forma, para as condições de atrito entre o cavaco formado e a superfície da ferramenta, admitindo que a área real de contato tende à área aparente de contato, devido à compressão seguida de deformação das asperezas presentes no tribossistema, tem-se para esta grandeza a seguinte equação:

$$\hat{\text{Ângulo de atrito médio na interface}} \quad \tan(\lambda' - \alpha) = F_t/F_c \quad (^\circ) \quad (2.2.3.14)$$

A força resultante R, proposta por Oxley[30], ao longo do plano de cisalhamento e da interface cavaco-ferramenta, também poderá ser calculada como sendo:

$$\text{Força resultante} \quad R = K_{AB} t_1 w / \sin \phi \cos \theta \quad (\text{N}) \quad (2.2.3.15)$$

Onde:  $K_{AB}$  = tensão de escoamento ao longo do plano de cisalhamento (na direção de máxima tensão cisalhante e máxima taxa de deformação);

w = largura de corte;

$\theta$  = ângulo formado entre R e o plano de cisalhamento, sendo  $\theta = \phi + \lambda' - \alpha$ .

A figura 2.2.3.4 ilustra o modelo de forças de Oxley, simplificador daquele apresentado por Trent [16] e Kronenberg [22] na figura 2.2.2.1.

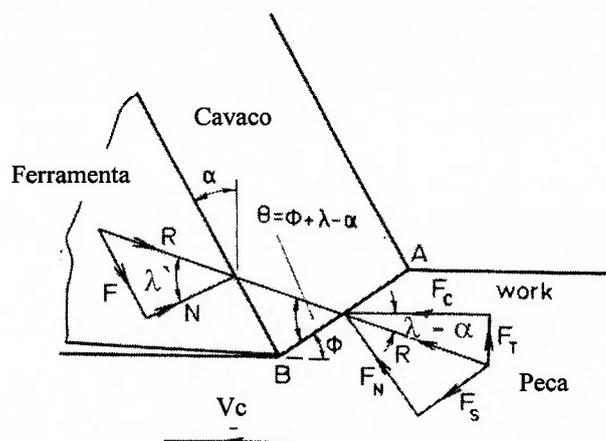


Figura 2.2.3.4 – Forças associadas com o plano de cisalhamento, conforme Oxley [30].

O ângulo de cisalhamento  $\phi$ , conforme Oxley, é determinado de acordo com o fato de que a tensão de cisalhamento, na interface cavaco-ferramenta obtida a partir do conhecimento da força resultante  $R$ , para um conjunto de condições conhecidas deve ser igual a tensão de escoamento do material no cisalhamento, que por sua vez é uma função da taxa de deformação e da temperatura na interface para estas mesmas condições. O cálculo para determinar o valor de  $\phi$  irá realizar iterações até que a tensão cisalhante e a tensão de escoamento do material no cisalhamento sejam iguais. Assim na existência de mais de um ângulo que satisfaça a iteração, o maior ângulo deve ser escolhido pois este é consistente com a hipótese de mínimo trabalho de deformação. Este mesmo procedimento numérico também ocorre para a determinação do ângulo de atrito médio na interface cavaco-ferramenta.

A tensão de escoamento ao longo do plano de cisalhamento  $K_{AB}$  é calculada a partir das propriedades de escoamento de encruamento do material na zona de formação do cavaco. A tensão de escoamento do material é obtida pela relação tensão-deformação  $\sigma$  dada por:

$$\text{Relação tensão – deformação} \quad \sigma = \sigma_1 \varepsilon^n \quad (2.2.3.16)$$

Onde:  $\sigma$  e  $\varepsilon$  = tensão e deformação uniaxial do material respectivamente;

$\sigma_1$  e  $n$  = constantes do material que definem a curva tensão x deformação para valores conhecidos de taxa de deformação e temperatura.

Ainda para estimar a taxa de deformação e os efeitos da temperatura nas propriedades de escoamento do material, uma temperatura de velocidade modificada é calculada:

$$\text{Temperatura de velocidade modificada} \quad T_{\text{mod}} = T[1 - v \log(\dot{\epsilon} / \dot{\epsilon}_0)] \quad (2.2.3.17)$$

Onde:  $T$  = temperatura no ponto onde se deseja definir as propriedades;

$v$  = constante do material;

$\dot{\epsilon}$  = taxa de deformação do material;

$\dot{\epsilon}_0$  = taxa de deformação do material sem os efeitos das condições impostas no ensaio.

Jaspers et al [27] acrescenta que as tensões de escoamento podem ser escritas como sendo:

$$\text{Função deformação} \quad \sigma = \sigma(\epsilon, \dot{\epsilon}, T) \quad (2.2.3.18)$$

Onde:  $\epsilon$  = deformação do material;

Uma vez que as forças envolvidas na operação são funções da temperatura é necessário que se conheça qual é o valor desta, visto que a energia empregada na deformação é convertida basicamente em calor. Assim, baseado no efeito da temperatura para a estimativa das forças, assumindo que todo trabalho de deformação plástica realizado se converte em calor, uma nova temperatura é calculada. Este processo é realizado até que o valor calculado seja o mesmo que o valor assumido. A taxa de deformação no plano de cisalhamento é calculada pela geometria desse e pela velocidade de cisalhamento. A taxa de deformação na interface cavaco-ferramenta, que é determinada de acordo com o fato de que o valor real da espessura de cavaco minimiza a tensão de escoamento na interface. O cálculo do valor real da espessura também será por iterações até que o valor calculado da força seja mínimo.

Utilizando o mesmo modelo de Oxley, considerando o efeito do raio de ponta e da aresta frontal de corte, segue-se que os valores de  $\omega$ ,  $\alpha_n$  e  $\eta_c$  devem contemplar lo aumento do comprimento de contato e a mudança da direção efetiva da resultante R. Utiliza-se os índices \* para denotar que os efeitos do raio de ponta e da aresta frontal estão presentes.

Assim pode-se apresentar as seguintes variantes das equações:

$$\text{Variante de 2.2.3.12} \quad F_c = R \cos (\omega^* - \alpha_n^*) \quad (\text{N}) \quad (2.2.3.19)$$

$$\text{Variante de 2.2.3.13} \quad F_t = R \text{sen} (\omega^* - \alpha_n^*) \quad (\text{N}) \quad (2.2.3.20)$$

$$\text{Variante de 2.2.3.5} \quad F_r = \frac{F_c(\text{sen } i^* - \cos i^* \text{sen } \alpha_n \tan \eta_c) - F_t \cos \alpha_n^* \tan \eta_c^*}{\text{sen } i^* \text{sen } \alpha_n^* \eta_c^* + \cos i^*} \quad (2.2.3.21)$$

Para modelar as forças de corte em um fresamento que a aresta de corte realiza um corte oblíquo na camada de um u-ésimo canal, um sistema rotacional UVW fixado na aresta de corte é adotado, conforme ilustra a figura 2.2.3.5.

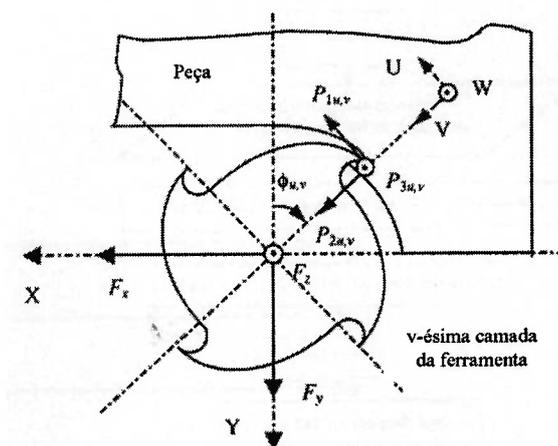


Figura 2.2.3.5 – Posição dos sistemas de referência estacionário e rotacional na ferramenta. Sistema UVW – rotacional. Sistema XYZ – estacionário.

De acordo com este sistema auxiliar, a ferramenta pode vista como uma ferramenta monocortante em que  $P_{1u,v}$ ,  $P_{2u,v}$  e  $P_{3u,v}$  são as componentes das forças de corte produzidas neste segmento de aresta nas direções tangencial, radial e axial respectivamente.

As forças totais que atuam na ferramenta são as somas das forças em cada segmento de cada camada. Logo, calculando-se  $P_{1u,v}$ ,  $P_{2u,v}$  e  $P_{3u,v}$  as forças de corte neste segmento de aresta de corte podem ser definidas em termos de um sistema fixo de coordenadas XYZ. Desta forma, obtém-se:

$$\text{Força na direção X} \quad F_x(t) = \sum_{v=1}^r \sum_{u=1}^{Nt} (P_{1u,v} \cos \Phi_{u,v} + P_{2u,v} \sin \Phi_{u,v}) \quad (\text{N}) \quad (2.2.3.22)$$

$$\text{Força na direção Y} \quad F_y(t) = \sum_{v=1}^r \sum_{u=1}^{Nt} (-P_{1u,v} \sin \Phi_{u,v} + P_{2u,v} \cos \Phi_{u,v}) \quad (\text{N}) \quad (2.2.3.23)$$

$$\text{Força na direção Z} \quad F_z(t) = \sum_{v=1}^r \sum_{u=1}^{Nt} (P_{3u,v}) \quad (\text{N}) \quad (2.2.3.24)$$

#### 2.2.4 Alguns aspectos sobre deformação plástica nos materiais

Tem-se através do processo de usinagem uma grande taxa de deformação que ocorre para que o material seja removido. Um processo de deformação permanente inicia-se assim que o limite de escoamento do material é ultrapassado, ou seja, ocorre uma deformação denominada plástica. Esta deformação poderá ser por escorregamento ou por maclação [25]. Jaspers et al. [27] acrescentam que o processo de usinagem é um processo de grandes deformações sob volumes reduzidos e que os parâmetros deformação, taxa de deformação e temperatura são os principais para o entendimento da formação do cavaco.

A tabela 2.2.4.1 a seguir apresenta alguns valores de deformações, taxas de deformação e temperatura homóloga (relação entre a temperatura inicial e aquela atingida com a estabilização da taxa de deformação) para os principais processos de fabricação, conforme Jaspers et al [27].

Tabela 2.2.4.1 – Deformações, taxas de deformação e temperatura homóloga para alguns processo de fabricação, conforme Jaspers et al [27].

Tipo de processo	Deformação [-]	Taxa de deformação ( $s^{-1}$ )	T homóloga [-]
Extrusão	2-5	$10^{-1} - 10^2$	0,16-0,7
Forjamento / laminação	0,1-0,5	$10^0 - 10^3$	0,16-0,7
Conformação de chapas	0,1-0,5	$10^0 - 10^2$	0,16-0,7
Usinagem	1-10	$10^3 - 10^6$	0,16-0,9

Dentre os mecanismos de deformação citados na tabela 2.2.4.1, o escorregamento ocorre na maioria dos casos, sendo que sua origem é a movimentação de discordâncias. Estas discordâncias, que são basicamente defeitos cristalinos, conduzem o cristal real a um comportamento que possui uma tensão de escoamento limite menor do que aquela estimada para um cristal ideal. Assim, é necessária uma menor tensão para provocar a deformação plástica devido à facilidade proporcionada pela discordância presente na estrutura cristalina do material.

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

Ainda sob a análise do escorregamento, para cada tipo de estrutura cristalográfica, ocorrerá um sistema específico de escorregamento.

Desta forma, conforme Bresciani et al. [25], o escorregamento se dá a partir de três critérios básicos, sendo estes:

1. A direção de escorregamento coincide preferencialmente com as direções onde os átomos estão mais próximos, ou seja, com as direções de maior densidade atômica;
2. O plano de escorregamento é, também, preferencialmente, o plano de maior densidade;
3. O escorregamento ocorre segundo um sistema de escorregamento (planos e direções) onde é maior a tensão de cisalhamento decomposta.

Alguns aspectos são contrários ao escorregamento, devido a tensões locais originadas por outros fenômenos, como por exemplo o encruamento, a presença de contornos de grão e impurezas.

Conforme Bresciani et al. [25], a deformação pode não ser homogênea, fato que pode ocorrer devido à mudança de orientação com rotação do plano e da direção de escorregamento em relação a um eixo de ação da força externa (de tração).

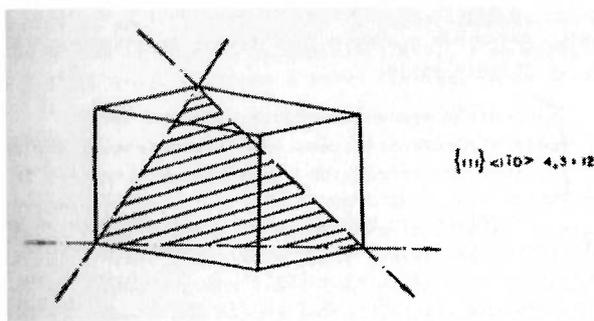
Concentrando a análise sobre os sistemas de escorregamento em cristais de estrutura cúbica de face centrada, as direções de maior densidade atômica são as da família  $\langle 110 \rangle$  e os planos de maior densidade atômica são os da família  $\{111\}$ . As direções são as que unem dois vértices opostos de uma face de um cubo e os planos são os que unem dois vértices opostos de uma face de um cubo e os planos são as que unem três vértices opostos do cubo, constituindo planos diagonais, ou melhor, em planos octaedrais, conforme pode ser visto na figura 2.2.4.1.

O número de combinações e planos e direções de escorregamento, definindo o número de sistemas de escorregamento, nesse caso, se calculam como sendo:

Número de planos octaedrais do cubo = 4

Número de direções que cada plano pode se deslocar = 3

Número de sistemas de escorregamento =  $3 \times 4 = 12$



2.2.4.1 – Localização dos sistemas de escorregamento de uma estrutura CFC, conforme Filho et al. [25].

Assim, para a estrutura cristalina CFC, a deformação plástica por escorregamento apresenta um grande número de sistemas equivalentes de escorregamento. Outrossim, a tensão de cisalhamento decomposta nos planos de direções de escorregamento é de baixo

nível. Estas condições conduzem a um comportamento – para os metais puros (Al, Cu) – de elevada plasticidade. Contudo, o surgimento fácil de múltiplos planos de escorregamento causa um grande número de intersecções de planos durante o processo de deformação, o que eleva o nível de tensão necessária a dar prosseguimento à deformação plástica, sendo esse fato denominado por encruamento.

Ainda para um cristal do sistema CFC, como visto acima, tem-se 12 sistemas de escorregamento. Para cada sistema, as tensões de cisalhamento são diferentes quando da aplicação de um esforço de tração segundo uma determinada direção em relação a uma determinada direção do eixo do cristal. No sistema que atinge a máxima tensão de cisalhamento inicia-se o escorregamento. Contudo, como o cristal muda de orientação com o escorregamento, a condição de máxima tensão de cisalhamento pode atingir outro sistema provocando o escorregamento deste. O ângulo entre o eixo de aplicação de esforço e a direção de escorregamento diminui, verificando-se, então, as direções de escorregamento dos sistemas ativos que se aproximam da direção do eixo de tração, como pode ser visto na figura 2.2.4.2.

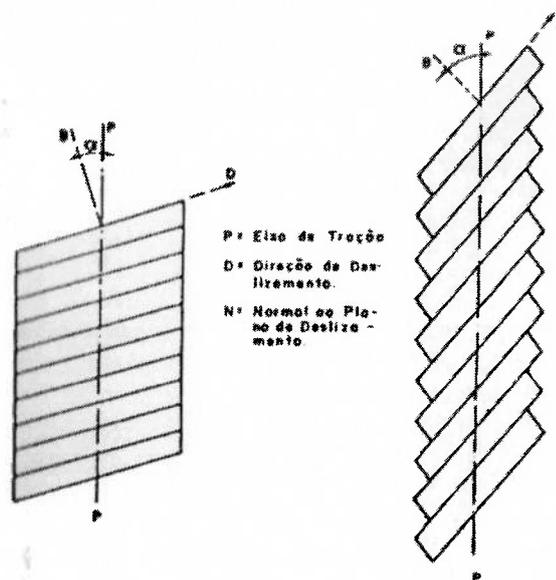


Figura 2.2.4.2 – Mudança da orientação do cristal com a deformação plástica com escorregamento, conforme Bresciani et al [25].

Avaliando o fenômeno de maclação em relação ao de escorregamento, pode-se observar três diferenças básicas, sendo elas:

1. Na maclação, os átomos do cristal se deslocam e não ocupam as posições originais de outros átomos;
2. Na maclação, o cisalhamento de parte do cristal é homogêneo em relação a parte restante, no sentido de todos os planos de átomos – ou seja, todo o volume - da primeira parte a se deslocar;
3. Na maclação, a distância de deslocamento de uma parte do cristal em relação a outra é limitada.

Seja para o escorregamento bem como para a maclação, é necessário que o material apresente discordâncias em sua estrutura para que ambos tomem lugar após à aplicação de uma carga. Estas discordâncias poderão ser em cunha ou em hélice. O resultado da movimentação de uma discordância através de um cristal corresponde a deformação plástica desse cristal numa magnitude igual a uma distância interatômica. Desta forma, conclui-se que a deformação plástica está associada, portanto, a presença de discordâncias e a possibilidade de suas movimentações.

A presença de impurezas ou elementos de ligas nos metais – em solução sólida ou formando outras fases – e uma forma de elevação da resistência mecânica pela colocação de obstáculos – átomos dos elementos adicionados – a movimentação das discordâncias do reticulado cristalino.

A interação entre as discordâncias também provoca um efeito de endurecimento do cristal. Inicialmente, no processo de deformação plástica, a tensão necessária a provocar a deformação é relativamente pequena contudo, a medida que o processo prossegue este efeito multiplica-se. Este efeito de interação entre as discordâncias, com o inter cruzamento das direções de movimentação dificulta cada vez mais a movimentação de discordâncias, exigindo níveis mais elevados de tensão para provocar a deformação. Este fenômeno, caracterizado pelo aumento da intensidade da deformação plástica e uma outra forma de entendimento do encruamento.

Uma importante consideração sobre o estudo das deformações é a necessidade do entendimento da deformação tanto no monocristal como no agregado cristalino, visto que

este, presente na maioria dos materiais metálicos, se deforma de maneira mais complexa do que o cristal isolado devido à presença de contornos de grãos e de segundas fases

A presença de contornos de grãos dificulta a movimentação de discordâncias, e, conseqüentemente, a deformação plástica. Desta forma pode-se concluir que um material metálico com uma granulação maior apresenta uma menor área de contornos de grãos, e em decorrência, uma maior deformabilidade plástica e uma menor resistência mecânica. Além disso, a taxa de encruamento, isto é, a relação entre o aumento de resistência para um determinado nível de deformação plástica, também se reduz com o aumento do tamanho de grão.

Entretanto, para as soluções sólidas, a presença de outro átomo (átomos de soluto) no reticulado cristalino do elemento básico (solvente) – formando soluções sólidas substitucionais e intersticiais – dificultam a movimentação de discordâncias devido a distorção provocada nesse reticulado cristalino, ou seja, tanto um átomo estranho de diâmetro atômico maior que o do elemento solvente como um menor provoca um efeito no sentido de dificultar o movimento de discordâncias.

Outra dificuldade encontrada para a deformação é a formação de segundas fases precipitadas na formação da liga metálica. Estas fases podem ter considerável influência nas propriedades mecânicas e, conseqüentemente, na capacidade de deformação plástica. A natureza, a quantidade e a forma de dispersão dessa segunda fase na fase matriz são fatores básicos do controle das propriedades mecânicas da liga.

Quando a segunda fase não permite uma movimentação de discordâncias em seu próprio corpo, ela atua de forma mais intensa na matriz – no sentido de dificultar o movimento das discordâncias. Assim, quanto maior a quantidade da segunda fase – de natureza mais dura que da matriz – maior é a dificuldade apresentada à deformação plástica, contudo a forma das partículas da segunda fase e a distância entre elas também podem alterar o comportamento do material na deformação plástica.

Bresciani et al. [25] concluiu que um cristal metálico sofre um processo de endurecimento quando deformado plasticamente. Esse fenômeno de endurecimento por deformação plástica, que é denominado encruamento, pode ser representado numa curva tensão de cisalhamento versus deformação tangencial em que se observa a elevação da

tensão com o aumento da deformação. A inclinação da curva define a taxa de encruamento, isto é, estabelece o aumento da tensão para uma dada variação de deformação.

Desta forma, o fenômeno de encruamento de um metal é influenciado por diversos fatores, como:

- estrutura cristalina do metal;
- natureza química do metal;
- pureza do metal;
- orientação do cristal metálico;
- temperatura no processo de deformação;
- forma e dimensão do cristal metálico;
- condições superficiais do cristal metálico.

Um outro aspecto importante sobre a deformação plástica que um determinado material deverá sofrer para que ocorra a formação do cavaco, é a análise do campo das linhas de escorregamento (como tradução de *slipline field*).

A figura 2.2.4.3 apresenta um campo de linhas de escorregamento para um fluxo próximo a aresta de corte e a figura 2.2.4.4 para um fluxo sobre a interface cavaco-ferramenta.

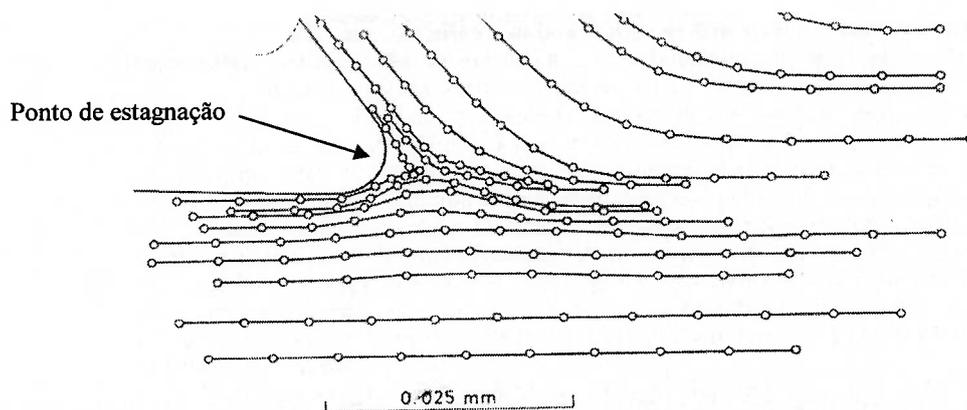


Figura 2.2.4.3 - Campo de linhas de escorregamento para um fluxo próximo a aresta de corte, conforme Oxley [30].

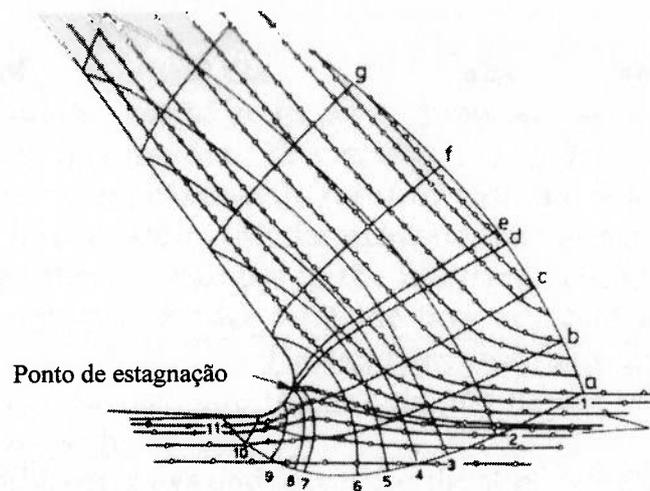


Figura 2.2.4.4 - Campo de linhas de escorregamento para um fluxo sobre a interface cavaco-ferramenta, conforme Oxley [30].

Inicialmente, o material assumido para este estudo deverá ser, ou pelo menos se aproximar, de um modelo de material encruável-rígido-plástico, conforme Oxley [30]. A noção de escoamento encruável de um material deve ser entendida como uma forma de limitação da velocidade do escoamento (e conseqüentemente da deformação). Desta forma, com o encruamento, a velocidade deve apresentar descontinuidades e zonas de deformação com gradual mudança de velocidade.

Para modelos encruáveis, a determinação da distribuição do tensão de cisalhamento  $K$  ao longo de  $AB$  da figura 2.2.3.4 não será obtida por soluções geométricas simples, uma vez que técnicas de análise de modelos viscoplásticos deverão ser utilizadas. Estas técnicas estão baseadas na análise experimental do campo de escoamento, para que se determine as velocidades de escoamento que serão utilizadas para a obtenção da taxa de deformação bem como da direção na qual esta ocorre. Estas direções são tomadas como as direções das linhas de escorregamento e em conjunto com as condições de tensão nas camadas limite, poderá ser construído o campo. O campo das linhas de escorregamento obtido desta forma demonstra a extensão na qual as descontinuidades de um modelo rígido-perfeitamente plástico não abordam durante o encruamento sofrido no escoamento.

Para a obtenção do campo das linhas de escoamento de maneira experimental, faz-se necessário a sistematização de uma parada do corte sem que as condições da taxa de deformação seja alterada. Oxley [30] apresenta duas formas de visualizar o campo das

linhas de escorregamento, sendo estes através de filmagem da seção transversal devidamente preparada (polida e atacada por alguma solução reagente) ou o método de impressão de uma malha de forma geométrica definida sobre a seção que será cortada. Este segundo é fortemente aborado por Oxley [30], entretanto ambos possuem uma forte dependência das condições experimentais para que as linhas não fiquem distorcidas além da própria deformação que o corte irá impor sobre o material. Jaspers et al.[27] realizou esta mesma abordagem apenas por microscopia, obtendo uma nitidez superior (perceber a diferença dos momentos históricos) para análise das deformações antes e após o plano de cisalhamento.

A verificação da validade do campo das linhas de escorregamento será obtida através das equações 2.2.4.7 e 2.2.4.8 para determinar a distribuição de  $p$  através do campo, e conseqüentemente obter  $K$ .

Equação de equilíbrio das tensões  $(\partial p / \partial s_1) + (2K \partial \Psi' / \partial s_1) - (\partial K / \partial s_2) = 0$  (2.2.4.7)  
sobre a linha I

Equação de equilíbrio das tensões  $(\partial p / \partial s_2) - (2K \partial \Psi' / \partial s_2) - (\partial K / \partial s_1) = 0$  (2.2.4.8)  
sobre a linha II

Onde:  $s_1$  e  $s_2$  = distâncias medidas ao longo das linhas de escorregamento;

A figura 2.2.4.5 ilustra o elemento delimitado pelas linhas de escorregamento e as tensões que são aplicadas sobre este.

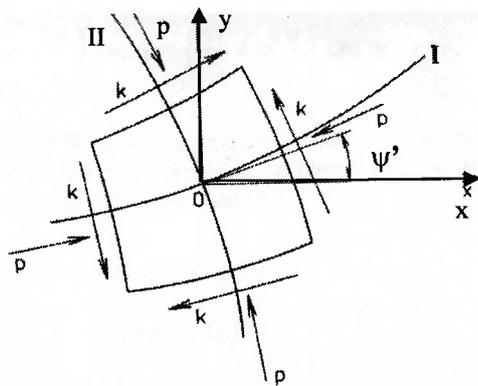


Figura 2.2.4.5 – Elemento curvilíneo circundado por linhas de escorregamento, conforme Oxley [30].

Da figura 2.2.4.5 para a obtenção do  $K$ , que é a tensão de escoamento no cisalhamento, pode-se através da mecânica da conformação realizar os seguintes procedimentos para a obtenção do mesmo através da análise do estado duplo de tensões que irá ocorrer na seção transversal formada por AB das figuras 2.2.2.1, 2.2.2.2 e 2.2.3.4.

Assim, para um elemento infinitesimal de massa  $m$  localizado sob um referencial  $xyz$ , tem-se  $\sigma_x$ ,  $\sigma_y$  e  $\sigma_z$  como tensões nos eixos  $x$ ,  $y$  e  $z$ . Seja  $\tau_{xy} = -\tau_{yx}$ ,  $\tau_{yx} = -\tau_{xy}$  e  $\tau_{zx} = -\tau_{xz}$ , as tensões cisalhantes nos planos formados pela paridade dos índices. Adotando tensões positivas aquelas que exercem tração e positivo o cisalhamento que tende a girar o plano no sentido horário, pode-se definir, com auxílio da figura 2.2.4.6 as seguintes equações para a obtenção do  $K$ .

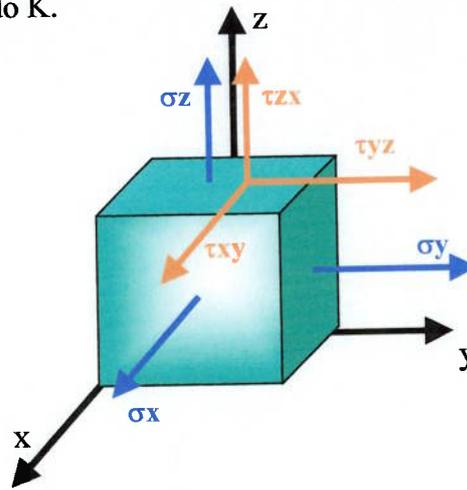


Figura 2.2.4.6 – Tensões aplicadas sobre o elemento infinitesimal de massa  $m$ .

Um estado plano de tensões será assumido quando o escoamento for paralelo à um dado plano. Sendo o plano  $xy$  aquele que contém o escoamento e a orientação  $z$  sendo nula para este, pode-se afirmar que a velocidade em  $z$  será nula e que  $V_x$  e  $V_y$  independem de  $z$  ( $V_z=0$ ).

Logo, as taxas de deformação serão obtidas como sendo:

$$\text{Taxa de deformação em } x \qquad \dot{\epsilon}_x = \partial V_x / \partial x \qquad (2.2.4.9)$$

$$\text{Taxa de deformação em } y \qquad \dot{\epsilon}_y = \partial V_y / \partial y \qquad (2.2.4.10)$$

$$\text{Taxa de deformação em } z \quad \dot{\epsilon}_z = \partial V_z / \partial z = 0 \quad (2.2.4.11)$$

$$\text{Taxa de def. no cisalhamento} \quad \dot{\gamma}_{xy} = \partial V_y / \partial x + \partial V_x / \partial y \quad (2.2.4.12)$$

$$\text{Taxa de def. no cisalhamento} \quad \dot{\gamma}_{yz} = \partial V_z / \partial y + \partial V_y / \partial z \quad p/\{V_y \neq f(z) \text{ e } V_z = 0 \quad (2.2.4.13)$$

$$\text{Taxa de def. no cisalhamento} \quad \dot{\gamma}_{zx} = \partial V_z / \partial x + \partial V_x / \partial z \quad p/\{V_y \neq f(z) \text{ e } V_z = 0 \quad (2.2.4.14)$$

Assumindo o material como sendo isotrópico, rígido-plástico e que se deforma de acordo o critério de Lévy-Mises, pode-se dizer que a relação tensão-deformação pode ser escrita conforme a equação 2.2.4.15 a seguir:

$$\dot{\epsilon}_x / \sigma'_x = \dot{\epsilon}_y / \sigma'_y = \dot{\epsilon}_z / \sigma'_z = (\dot{\gamma}_{xy} / 2) / \tau_{xy} = (\dot{\gamma}_{yz} / 2) / \tau_{yz} = (\dot{\gamma}_{zx} / 2) / \tau_{zx}$$

Onde:  $\sigma'_x$ ,  $\sigma'_y$  e  $\sigma'_z$  são as tensões desviadoras das componentes das tensões nas direções x, y e z, dadas por:

$$\text{Tensões desviadoras na direção } x \quad \sigma'_x = \sigma_x - \sigma_m \quad (2.2.4.16)$$

$$\text{Tensões desviadoras na direção } y \quad \sigma'_y = \sigma_y - \sigma_m \quad (2.2.4.17)$$

$$\text{Tensões desviadoras na direção } z \quad \sigma'_z = \sigma_z - \sigma_m \quad (2.2.4.18)$$

Onde:  $\sigma_m = 1/3 * (\sigma_x + \sigma_y + \sigma_z)$ , que representa a tensão hidrostática média.

Assim, para o critério de escoamento, ambas tensões e deformações máximas poderão ser escritas em termos da energia para o escoamento como sendo:

$$\text{Energia da deformação} \quad \frac{1}{4} * (\sigma_x + \sigma_y)^2 + \tau^2_{xy} = K^2 \quad (2.2.4.19)$$

Onde: K = é a tensão de escoamento no cisalhamento.

Se o critério da máxima tensão cisalhante for assumido, K será:

$$\text{Tensão de escoamento cisalhante} \quad K = \sigma / 2 \quad (2.2.4.20)$$

Porém se o critério da energia de deformação no cisalhamento for assumido, K será:

$$\text{Tensão de escoamento cisalhante} \quad K = \sigma / (3^{1/2}) \quad (2.2.4.21)$$

Assim, após definir o estudo duplo de tensões e obter K, pode-se definir que as tensões que darão origem às igualdades representadas nas equações 2.2.4.7 e 2.2.4.8.

Entretanto, transformando as equações de um sistema cartesiano para um sistema curvilíneo de linhas de escorregamento, obtém-se finalmente as tensões e as velocidades sobre o elemento infinitesimal de massa m as seguintes relações:

$$\text{Tensão em x} \quad \sigma_x = -p - K \sin(2\psi') \quad (2.2.4.21)$$

$$\text{Tensão em y} \quad \sigma_y = -p + K \sin(2\psi') \quad (2.2.4.22)$$

$$\text{Tensão cisalhante em xy} \quad \tau_{xy} = K \cos(2\psi') \quad (2.2.4.23)$$

$$\text{Velocidade em x} \quad V_x = u \cos\psi' - v \sin\psi' \quad (2.2.4.24)$$

$$\text{Velocidade em y} \quad V_y = u \sin\psi' + v \cos\psi' \quad (2.2.4.25)$$

Onde: u e v são as velocidades ao longo das linhas I e II da figura 2.2.4.6.

### 2.2.5 A ferramenta de corte para o fresamento frontal

As ferramentas utilizadas para realização da operação de fresamento frontal são chamadas de fresas de facear, ou faceadoras.

Atualmente, as fresas de facear, na grande maioria das aplicações possuem arestas de corte intercambiáveis, ou seja, a aresta de corte que realiza a usinagem pode ser substituída por uma de igual dimensão, sem a necessidade de substituição do corpo da ferramenta que esta realizando o trabalho. O dispositivo que prove as arestas de corte para o corpo da ferramenta é chamado de pastilha intercambiável. A utilização de faceadoras não intercambiáveis, ou seja, com arestas que não podem ser removidas através da remoção de um parafuso/grampo de fixação ficou restrita à operações específicas ou situações de baixa solicitação em termos de produtividade e qualidade dimensional. A figura 2.2.5.1 apresenta uma fresa de facear intercambiável.



Figura 2.2.5.1 – Ilustração de uma fresa de facear com insertos intercambiáveis fixados mecanicamente através de parafuso central.

Atualmente, as pastilhas intercambiáveis podem ser fabricadas de diversos materiais metálicos, cerâmicos, ou mistos. Dentre os materiais citados, pode-se com segurança afirmar que as pastilhas intercambiáveis fabricadas a partir da sinterização de carboneto de tungstênio e um aglomerante (cobalto), chamadas usualmente por pastilhas de metal duro são as mais comuns dentro do meio industrial.

Pastilhas fabricadas com materiais cerâmicos puros ou reforçadas com alguma fase intermetálica também são encontradas, porém em menor escala que as pastilhas de metal duro.

O corpo da ferramenta é fabricado em aço, bem como os componentes mecânicos que nele possam estar presentes para a fixação das pastilhas intercambiáveis, como

grampos, parafusos e cunhas. Existe inicialmente uma preocupação quanto ao desgaste destas peças metálicas ao longo da produção, porém esta preocupação é seguramente menor que o desgaste sofrido pelas pastilhas intercambiáveis, uma vez que estes são os componentes da ferramenta que irão realizar o efetivo trabalho de corte.

As pastilhas intercambiáveis sinterizadas, em diversos casos, sofrem um processo de retificação para que se obtenha altíssima precisão na montagem, operação e substituição da mesma. Um aspecto importante sobre as pastilhas intercambiáveis é a possibilidade de se obter diversas arestas de corte em uma única pastilha, dependendo do formato e da geometria da mesma. A norma ISO 1832-1991 define a nomenclatura padronizada de uma pastilha intercambiável, garantindo a possibilidade de intercambiabilidade devido a esta padronização.

Um importante fator na escolha correta de uma ferramenta de corte intercambiável é a classe de seu material. Atualmente, diversos tipos de substratos metálicos podem ser encontrados além de diversos tipos de revestimentos duros para que se aumente o rendimento e a produtividade da aresta de corte.

#### 2.2.5.1 Os materiais para as pastilhas intercambiáveis sinterizadas a base de WC/Co

A norma ISO 513-2004 caracteriza as ferramentas de corte em 6 grandes grupos ordenados da seguinte forma:

- Grupo P – Ferramentas recomendadas para usinagem de aços carbono;
- Grupo M - Ferramentas recomendadas para usinagem de aços inoxidáveis;
- Grupo K - Ferramentas recomendadas para ferros fundidos;
- Grupo N - Ferramentas recomendadas para usinagem de metais não-ferrosos, plástico e madeira;
- Grupo S - Ferramentas recomendadas para usinagem de ligas resistentes ao calor e demais superligas;
- Grupo H- Ferramentas recomendadas para usinagem de aços endurecidos.

Dentro de cada grupo existem vários subgrupos, relacionados à composição química. A diferenciação dos subgrupos é feita por uma numeração que indica o quão tenaz

esta ferramenta é em relação às demais do grupo. Esta numeração é inversa à dureza da ferramenta, ou seja, à medida que o número aumenta, ocorre uma diminuição nessa dureza. Um outro aspecto sobre estes grupos é que um mesmo metal duro pode pertencer a mais de um grupo simultaneamente. As características básicas que dividem os materiais nestes grupos é a composição química, o processo de sinterização e o tamanho da partícula tanto do aglomerante como do carboneto presente.

Em diversas aplicações no qual se deseja resistência ao impacto, faz-se a utilização de materiais com maior tenacidade, ou seja, com um percentual maior de aglomerante. Para o caso oposto, quando é necessário resistência à abrasão, utiliza-se materiais com um maior percentual de carbonetos. Rosso et al. [31] realizou um estudo sobre a possibilidade de se combinar em uma mesma ferramenta de corte ambas as características citadas acima, ou seja, tenacidade à fratura e resistência à abrasão paralelamente.

Os carbonetos presentes em uma pastilha sinterizada são usualmente: TaC, (Ta,Nb)C, TiC, HfC, VC, Cr<sub>3</sub>C<sub>2</sub> além do mais comum entre os grupos, que é o WC.

Um aspecto importante observado por Rosso et al. [31] e Mari et al. [13] é que quanto mais fina é a mistura entre os carbonetos, maior será a dureza quando comparada à uma mistura de carbonetos maiores, ambas para uma mesma quantidade de aglomerante.

Assim, diante da necessidade de melhorar a performance das ferramentas através do substrato utilizado, faz-se a utilização dos FGM's (functionally graded materials – materiais gradualmente funcionais) e das estruturas nanométricas.

Para os FGM's, ou as estruturas de multicarbonetos, o sucesso será uma função da presença das zonas de difusão entre as camadas de materiais mais duros e mais tenazes. Esta característica possui ainda uma vantagem sobre os substratos que sofrem revestimentos, uma vez que o coeficiente de expansão térmica do revestimento é naturalmente diferente do substrato, que através da difusão entre as camadas, garante que um núcleo mais tenaz poderá ser recoberto com uma camada de dureza superior sem que a expansão térmica venha a gerar tensões internas geradoras do colapso da ferramenta.

Ainda sobre os FGM's, através do processo escolhido para a sinterização, torna-se possível a sinterização de materiais como TaC, Ta(Nb)C e TiC sobre estruturas com microgrãos de WC/Co.

Sobre a possibilidade de utilização de materiais com partículas nanométricas, Jia et al.[32] realizaram um comparativo entre os materiais convencionais e esta nova classe de compósitos. Estes autores concluíram que o comportamento observado para os materiais regulares não é observado para este tipo de estrutura, uma vez que as nanopartículas influem sensivelmente no aglomerante utilizado. Esta colocação pode ser interpretada com a necessidade de novos mecanismos para a análise da tenacidade à fratura, uma vez que as relações dureza/percentual de carbonetos não são como nos materiais com micropartículas.

Uma importante colocação sobre o processamento dos nanomateriais é a possibilidade de sinterização de componentes químicos que até então eram considerados não miscíveis. Desta maneira, para uma concentração conhecida de aglomerante, uma pequena partícula de WC significa uma espessura menor da fase aglomerante. A fase aglomerante do cobalto possui desta forma um volume pequeno de tungstênio em sua composição em forma de solução sólida. Assim o Co e WC precipitam nos contornos dos carbonetos, resultando em uma fase gradiente de tungstênio no aglomerante. Jia et al. [32] apresentam valores de aproximadamente 20% em peso de tungstênio no aglomerante em nanomateriais, contra apenas 3% para materiais convencionais.

A dureza deste material está relacionada com a maneira que o material escoar e adquire resistência sobre a ação de um indentador. É de fato conhecido que as fases aglomerantes ricas em cobalto não estão livres para deformar, uma vez que estas encontram-se fortemente restritas pelos carbonetos de tungstênio. Desta maneira, ocorre um aumento na tensão de escoamento e a dureza do compósito dependerá tão mais do caminho que o aglomerante terá para se acomodar que de sua própria fração volumétrica. Não apenas as fases enriquecidas de cobalto mais os próprios grãos dos carbonetos sofrem com a indentação. Para os nanomateriais, a capacidade dos grãos de carbonetos se acomodarem sob a ação de deformações de magnitude plástica sem a ocorrência de fratura frágil é provavelmente a característica mais importante para a integridade de estrutura formada. Jia et al. [32] conclui sua análise com a necessidade de novos mecanismos para o entendimento da tenacidade à fratura dos nanomateriais, uma vez que não ocorre diminuição de tenacidade com o aumento de dureza.

Apesar de não apresentarem totalmente as vantagens dos materiais citados acima, os substratos sinterizados com partículas de dimensões médias que variam desde 1 à 2  $\mu\text{m}$ ,

chamados de finos [26], e aqueles com partículas de tamanho médio de 6-8  $\mu\text{m}$ , chamados de grosso (como tradução de *coarse grain* – [26]) perfazem a grande maioria das aplicações atuais.

Uma característica geral deste tipo de material é sua resistência à compressão e seu módulo de elasticidade, sendo este último de 2 à 3 vezes o do aço, fato este que confere ao metal duro sinterizado a base de WC/Co uma maior resistência ao dobramento quando da imposição de uma carga [26]. Desta forma, ferramentas delgadas e sólidas são confeccionadas com superior resistência aos esforços fletores e torsões provenientes do processo de usinagem.

As inúmeras aplicações do metal duro sinterizado a base de WC/Co tornou viável a sofisticação dos procedimentos de obtenção de carbonetos mais refinados que os finos, sendo estes denominados microgrãos (grãos de 0,5 à 0,8 $\mu\text{m}$ ) [26]. A maior vantagem do uso deste material é sua tenacidade com menor quantidade de aglomerante, quando comparado à um material regular. É indicado para aplicações com intermitência de carga, além da aresta de corte prover maior capacidade de penetração devido à agudez da aresta. Grãos denominados ultrafinos antecedem os materiais nanométricos citados acima, entretanto seu uso ainda não é comum entre as indústrias que fabricam o produto sinterizado. Este grão ultrafino possui dimensões entre 0,2 à 0,5 $\mu\text{m}$  e representam um novo limite a ser aplicado na indústria, conforme Dreyer et al. [35].

A figura 2.2.5.1.1 apresenta um comparativo entre as principais propriedades de um metal duro sinterizado a base de WC/Co, conforme Dreyer et al. [35].

Um aspecto voltado à resistência da ferramenta sinterizada é o dano gerado pela retificação aplicada para garantir as dimensões desejadas. Degarmo et al. [34] afirma que as pastilhas intercambiáveis retificadas podem fraturar sob a aplicação de altas cargas devido às concentrações de tensão que surgiram com a abrasão imposta pela ação da retificação. Uma retificação abusiva poderá levar à trincas térmicas. Desta maneira, quanto mais aguda a aresta, menor será o raio formado na interseção das superfícies retificadas e por conseguinte, mais frágil será a pastilha [34].

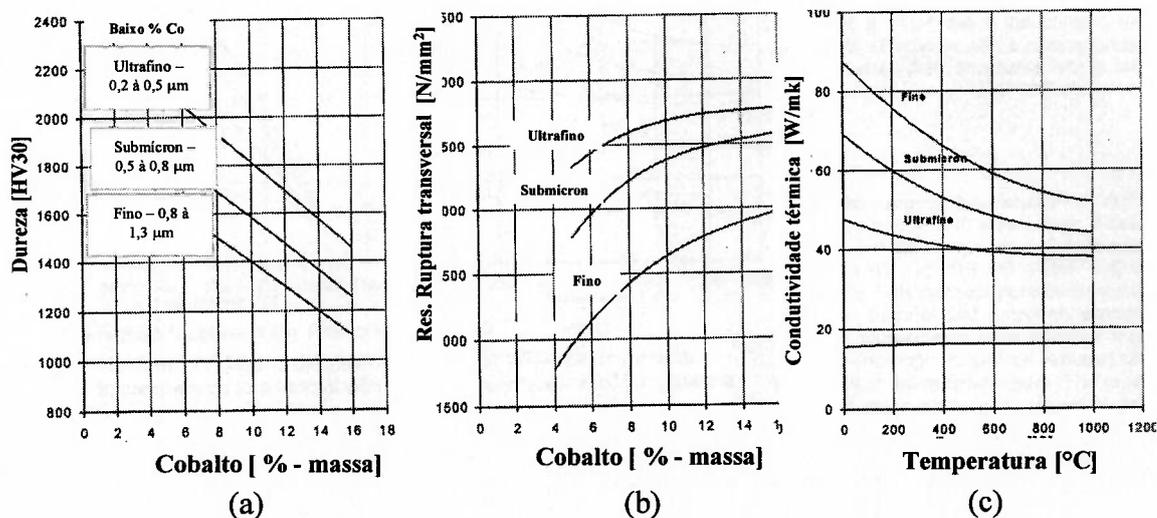


Figura 2.2.5.1.1- Comparativo entre as propriedades das diferentes estruturas de metal duro sinterizado, conforme Dreyer [35]. Em (a) lê-se dureza em função do % de cobalto. Em (b) lê-se resistência a ruptura transversal em função do % de cobalto. Em (c) lê-se condutividade térmica em função da temperatura.

#### 2.2.5.2 A geometria da ferramenta de corte para a operação de fresamento de faceamento

Conforme a NBR 6163, tem-se a seguinte normatização para a ferramenta que irá realizar a operação de fresamento de faceamento, conforme a figuras 2.2.5.2.1 e 2.2.5.2.3, enquanto a figura 2.2.5.2.2 ilustra o sistema de referência adotado para a medição das grandezas apresentadas.

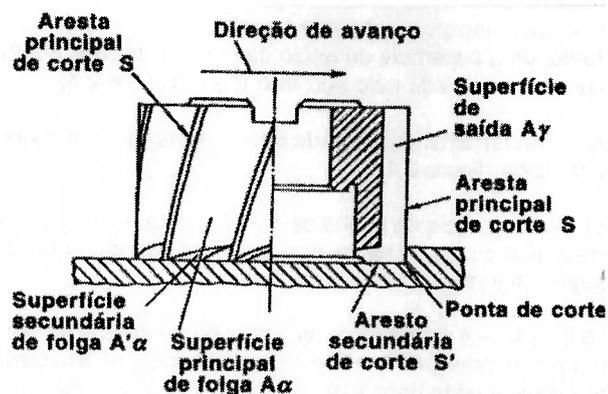


Figura 2.2.5.2.1 – Ilustração dos ângulos e superfícies que constituem um fresa de facear, conforme NBR 6163.

Da figura 2.2.5.2.1:

- Superfície de saída  $A\gamma$ : é a superfície da cunha cortante na qual o cavaco se forma e escoa durante a evolução do processo de usinagem;
- Aresta de corte principal  $S$ : é a aresta da cunha cortante formada pela intersecção das superfícies de saída e de folga principal;
- Ponta de corte: é a intersecção entre a aresta principal e a aresta secundária de corte;
- Aresta de corte secundária  $S'$ : é a aresta cunha cortante formada pela intersecção das superfícies de saída e de folga secundária;
- Superfície principal de folga  $A\alpha$ : é a superfície da cunha de corte da ferramenta que contém sua aresta principal de corte;
- Superfície secundária de folga  $A'\alpha$ : é a superfície da cunha de corte da ferramenta que contém sua aresta de corte secundária.

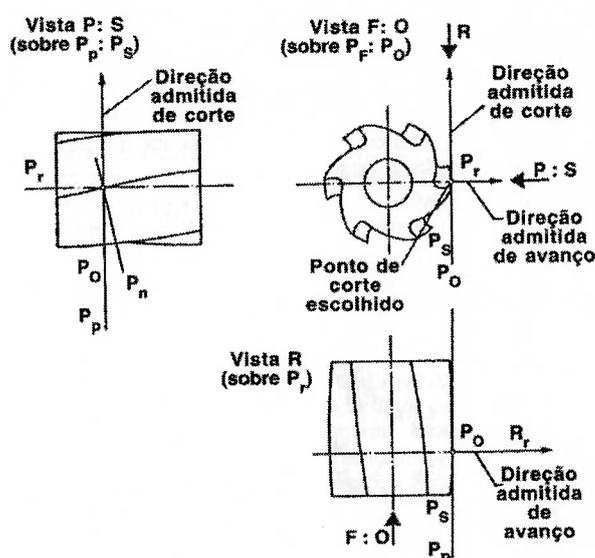


Figura 2.2.5.2.2 – Ilustração dos sistemas de referência para obtenção dos ângulos e superfícies que constituem um fresa de facear, conforme NBR 6163.

Da figura 2.2.5.2.2, para um ponto de corte escolhido na aresta principal de corte:

- Plano de referência (Pr): é o plano perpendicular à direção de corte admitida. Assim, para um fresa de faceamento, este plano irá conter o eixo de revolução da ferramenta;
- Plano de corte da ferramenta (Ps): é o plano tangente ou contém a aresta de corte e é perpendicular ao plano de referência da ferramenta;
- Plano ortogonal da ferramenta (Po): é o plano perpendicular aos planos de referência (Pr) e de corte (Ps);
- Plano dorsal da ferramenta (Pp): é o plano perpendicular aos planos de referência (Pr) e admitido de trabalho (Pf);
- Plano admitido de trabalho (Pf): é o plano perpendicular ao plano de referência (Pr) e paralelo a direção admitida de avanço. A direção admitida de avanço é escolhida de maneira que o plano admitido de trabalho da ferramenta (Pf) seja paralelo ou perpendicular a uma superfície ou ao eixo da ferramenta.

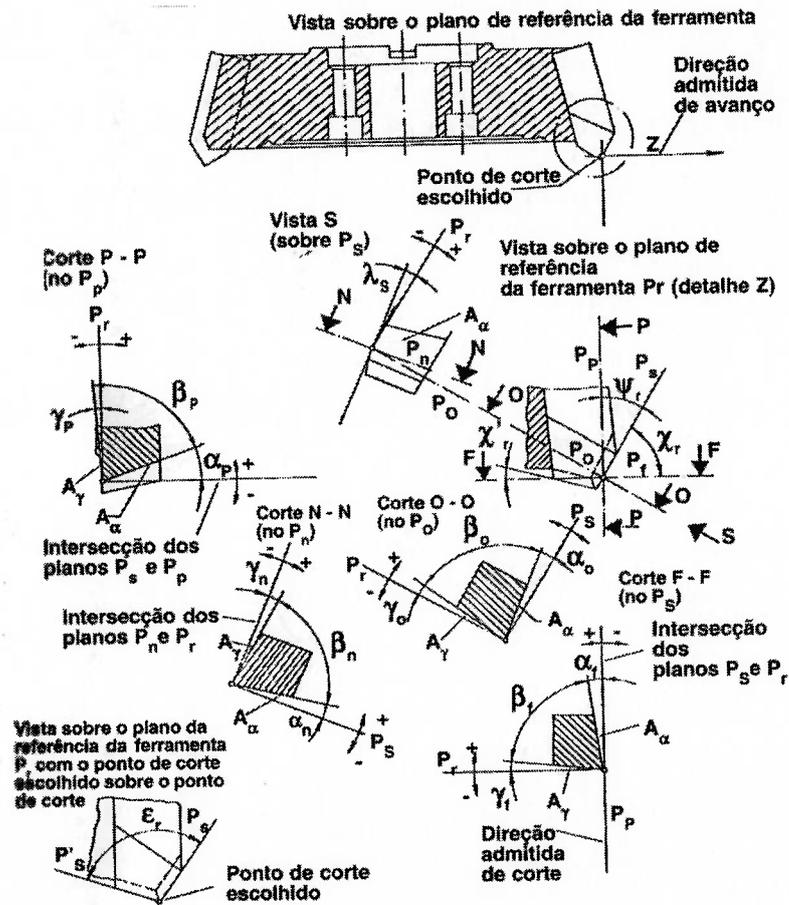


Figura 2.2.5.2.3 – Ilustração dos ângulos em uma fresa de faceamento, conforme NBR 6163. (página anterior)

E de maneira a complementar a visualização dos ângulos em uma fresa de facear, conforme [26] a seguinte ilustração dos ângulos de uma fresa de facear quando em contato com o material a ser usinado.

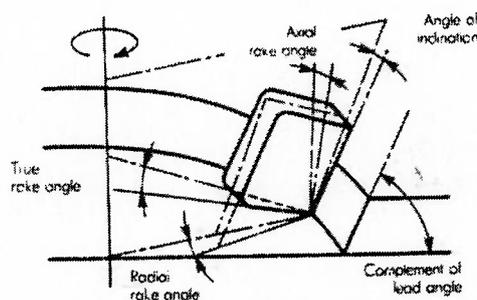


Figura 2.2.5.2.4 – Ilustração dos ângulos em uma fresa de faceamento em relação a superfície usinada, conforme [26].

Das figura 2.2.5.2.3 e 2.2.5.2.4 simultâneamente:

- Ângulo de posição ( $\chi_r$ ): é o ângulo entre o plano de corte da ferramenta ( $P_s$ ) e o plano admitido de trabalho ( $P_f$ ), medido sobre o plano de referência da ferramenta ( $P_r$ ). Representa o *complement of lead angle* de 2.2.5.2.4;
- Ângulo de posição da aresta secundária da ferramenta ( $\chi_r'$ ): é o ângulo entre o plano de corte secundário da ferramenta ( $P's$ ) e o plano admitido de trabalho. Representa o *true rake angle* de 2.2.5.2.4;
- Ângulo de ponta da ferramenta ( $\epsilon_r$ ) – é o ângulo entre os planos principal de corte ( $P_s$ ) e o secundário de corte ( $P's$ ), medido sobre o plano de referência da ferramenta.
- Ângulo de inclinação da ferramenta ( $\lambda_s$ ) – é o ângulo entre a aresta de corte e o plano de referência da ferramenta ( $P_r$ ), medido sobre o plano de referência da ferramenta;
- Ângulo de saída da ferramentagem ( $\gamma$ ) – é o ângulo entre a superfície de saída ( $A_\gamma$ ) e o plano de referência ( $P_r$ ). Este ângulo pode ser definido sobre um dos planos: plano ortogonal ( $P_o$ ) – sendo este denominado ( $\gamma_o$ ); ou pelo plano admitido de trabalho ( $P_f$ ) –

sendo este denominado ( $\gamma_f$ ) ou, *radial rake angle* de 2.2.5.2.4;. Uma terceira possibilidade é defini-lo através do plano dorsal ( $P_p$ ) – sendo este denominado ( $\gamma_p$ ) ou, *axial rake angle* de 2.2.5.2.4;

- Ângulo de cunha da ferramenta – é o ângulo formado entre as superfícies de saída ( $A_\gamma$ ) e de folga ( $A_\alpha$ ). Pode ser definido num dos planos: ortogonal ( $P_o$ ) – sendo este denominado ângulo de cunha ortogonal ( $\beta_o$ ); ou pelo plano admitido de trabalho ( $P_f$ ) – sendo este o ângulo de cunha lateral da ferramenta ( $\beta_f$ ). Uma terceira possibilidade é defini-lo através do plano dorsal ( $P_p$ ) – sendo este denominado ( $\beta_p$ );
- Ângulo de folga da ferramenta – é o ângulo entre a superfície de folga ( $A_\alpha$ ) e o plano de corte da ferramenta ( $P_s$ ). Pode ser definido num dos planos: ortogonal ( $P_o$ ) – sendo este denominado ângulo de folga ortogonal ( $\alpha_o$ ); ou pelo plano admitido de trabalho ( $P_f$ ) – sendo este o ângulo de cunha lateral da ferramenta ( $\alpha_f$ ). Uma terceira possibilidade é defini-lo através do plano dorsal ( $P_p$ ) – sendo este denominado ( $\alpha_p$ ).

A partir das revisões apresentadas por [1,5,6,12,16,17,22,26 e 27] tem-se que o fresamento de materiais dúcteis preferencialmente deverá ser feito com ferramentas que apresentem ângulos de saída axial e radial positivos. As figuras 2.2.5.2.5 e 2.2.5.2.6 a seguir apresentam uma ferramenta com os ângulos de saída positivos.

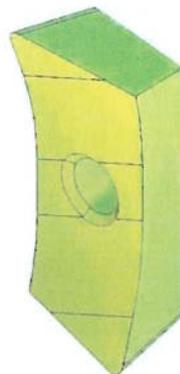


Figura 2.2.5.2.5 – Ilustração de uma pastilha intercambiável com os ângulos de saída positivos

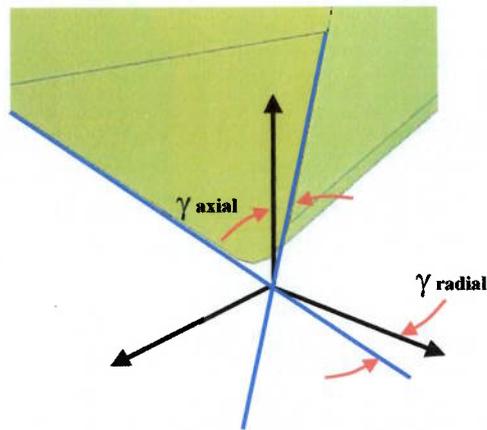


Figura 2.2.5.2.6 – Ilustração de uma pastilha intercambiável com os ângulos de saída positivos.  $\gamma_{axial}$  representa o  $\gamma_f$  da figura 2.2.5.2.3 enquanto  $\gamma_{radial}$  representa o  $\gamma_p$  respectivamente.

Jaspers et al. [27] sugerem que o esfregamento (como tradução do termo *rubbing*) é indesejado uma vez que este afeta o acabamento superficial da superfície gerada além de causar deformações devido ao contato sem remoção efetiva de cavaco. Desta forma propõem-se ferramentas no qual os ângulos de folga permitam a livre passagem da superfície gerada em relação a superfície secundária de folga. Outro aspecto citado por Jaspers et al. [27] é que ao tornar a ferramenta de corte negativa ocorre diretamente um aumento na deformação.

Através das recomendações de [26], os ângulos de folga devem garantir que não ocorra esfregamento entre as superfícies de folga e o material após a usinagem e que partículas duras formadas pelo encruamento do material ou micropartículas da ferramenta de corte (como tradução de *debris*) possam escoar sem que ocorra o sulcamento da superfície da ferramenta. As figuras 2.2.5.2.7 à 2.2.5.2.9 apresentam os ângulos de folga existentes em uma ferramenta de corte duplo positiva, conforme 2.2.5.2.3.

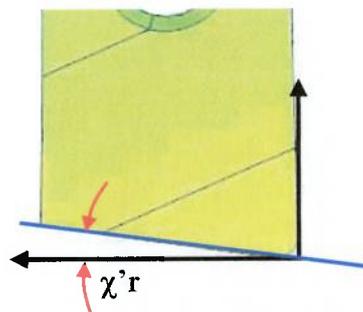


Figura 2.2.5.2.7 – Ilustração de uma pastilha intercambiável com o ângulo de folga existente entre a superfície da peça que será gerada e a aresta secundária de corte. Este ângulo, conforme 2.2.5.2.3 é o próprio ângulo secundário de posição, entretanto este mesmo representa a folga que a pastilha irá possuir em relação à superfície para que os efeitos citados por Jaspers [27] não ocorram. (página anterior)

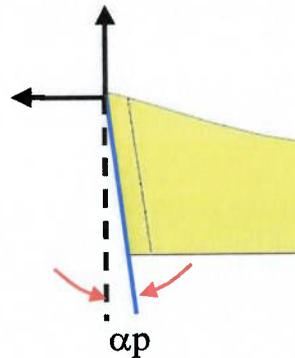


Figura 2.2.5.2.8 – Ilustração de uma pastilha intercambiável com o ângulo de folga existente entre a superfície de folga secundária da ferramenta ( $A'\alpha$ ) e a peça que será gerada.

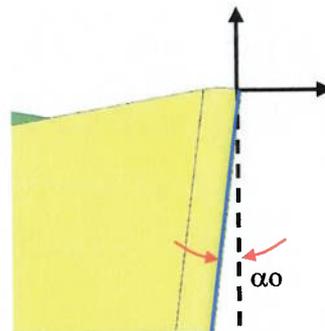


Figura 2.2.5.2.9 – Ilustração de uma pastilha intercambiável com o ângulo de folga existente entre a superfície de folga primária da ferramenta  $A\alpha$  e a peça que será gerada.

Do entendimento dos ângulos de saída e de folga apresentados de 2.2.5.2.4 à 2.2.5.2.9, conclui-se que a ferramenta possui uma forte influência nos valores destes ângulos, visto que os mesmos são medidos sempre com relação à alguma superfície da ferramenta de corte. Entretanto, a ferramenta também possui ângulos que não dependem da posição relativa na qual esta irá operar em relação à peça. Estes ângulos são chamados de

ângulo de cunha e ângulo de ponta. As figura 2.2.5.2.10 à 2.2.5.2.12 ilustram os ângulos citados.

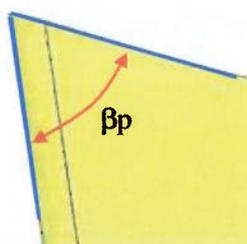


Figura 2.2.5.2.10 – Ilustração de uma pastilha intercambiável com o ângulo de cunha formado entre a superfície de saída e a superfície de folga secundária.

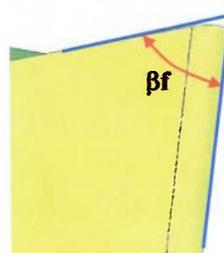


Figura 2.2.5.2.11 – Ilustração de uma pastilha intercambiável com o ângulo de cunha formado entre a superfície de saída e a superfície de folga primária.

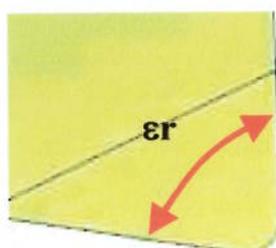


Figura 2.2.5.2.12 – Ilustração de uma pastilha intercambiável com o ângulo de ponta formado entre as arestas principal e secundária de corte.

Uma grandeza que também pode ser vista em 2.2.5.2.12 é o raio de ponta da pastilha. Esta grandeza é formada a partir da existência de uma circunferência que tangencia as arestas primária e secundária de corte. Ela é responsável pela participação geométrica da ferramenta de corte na rugosidade superficial gerada no fresamento de faceamento.

Existe uma estimativa para a rugosidade superficial de uma superfície fresada, conforme [26], que é dada como sendo:

Estimativa da rugosidade  $AA = 10^3 \times \{r\epsilon - [r\epsilon^2 - (fz/2)^2]^{1/2}\} / 2 \quad (\mu) \quad (2.2.5.2.1)$   
pela média aritmética

Onde:  $r\epsilon$  = raio de ponta da ferramenta;

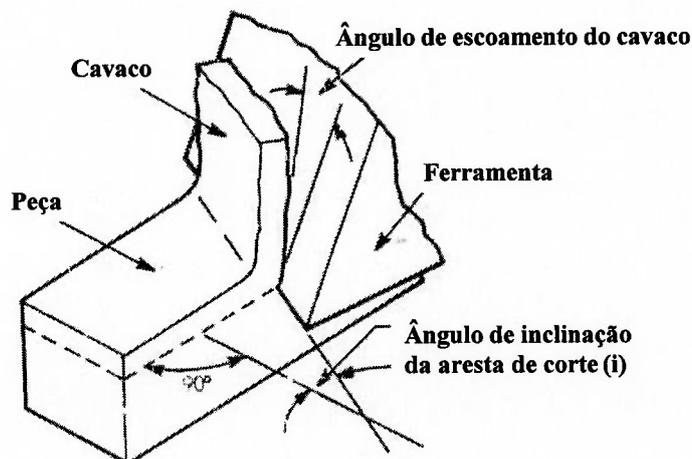
$fz$  = avanço por face da ferramenta de facear.

Ainda por [26], as ferramentas de corte com arestas afiadas e ângulos de saída radial e axial apreciavelmente positivos são desejados para que o corte ocorra com o menor esforço possível. Um ângulo de hélice acentuado reduz o impacto, proporcionando desta forma um corte suave [26]. As ferramentas que possuem ambos os ângulos de saída positivos (radial e axial) são chamadas de duplo positivas e não há um limiar definido para se caracterizar quando esta se torna super positiva. Entretanto tal classificação tem como base de comparação os ângulos usuais praticados para o projeto e utilização de ferramentas. A evacuação dos cavacos em uma ferramenta duplo positiva fica facilitada pois os cavacos são menos deformados e usualmente possuem formato helicoidal, situação esta que facilita o escoamento através dos bolsões de armazenamento, conforme Diniz et al [7].

Dentro da análise dos ângulos pertinentes à ferramenta de corte, é possível concluir que este irão oferecer diferentes condições para a dinâmica da operação de corte. Esta análise está baseada conforme [26], na existência de um ângulo de inclinação ( $i$ ) que tornará o corte oblíquo ou ortogonal. A figura 2.2.5.2.13 apresenta o modelo de corte oblíquo e as principais grandezas que envolvem este tipo de posicionamento da aresta principal de corte e do plano formado entre os dois modelos de corte citados.

Propõe-se que o corte oblíquo possua como força resultante de usinagem, um vetor que possui três componentes ( $F_x$ ,  $F_y$  e  $F_z$ ) que irão resultar após sua soma na própria força de usinagem. Para o corte ortogonal, propõem-se que a força de usinagem é resultante da soma de apenas duas componentes. Desta última colocação, faz-se necessário considerar tal fenômeno em condições macroscópicas, uma vez que as diversas condições intrínsecas ao

material e à própria condição de desgaste da aresta de corte, poderão tornar a força de



usinagem um vetor resultante da soma de três componentes.

Figura 2.2.5.2.13 – Modelo de corte oblíquo com a indicação do ângulo  $i$  de inclinação destacado.

Para o corte de superligas, deseja-se que a força de usinagem seja minimizada tanto pelo aspecto da produtividade bem como da integridade da ferramenta de corte. A utilização de ferramentas negativas sob altas velocidades foi citada por [1,5] porém resultados práticos não são comentados com a mesma ênfase dada àqueles feitos com ferramentas positivas do metal duro.

Um outro aspecto voltado à geometria da ferramenta é a resistência da ponta a medida que os ângulos de ponta são diminuídos. É possível afirmar que a resistência à fratura de uma aresta de corte está diretamente relacionada à seção transversal resultante entre a superfície de saída e a superfície de folga. A medida que se reduz o ângulo  $\beta$ , menor será a seção transversal suscetível as tensões de cisalhamento aplicadas sob a ferramenta. A figura 2.2.5.2.14 apresenta uma pastilha que possui irá equipar uma fresa duplo positiva. Nesta figura pode ser visto que, através da mudança dos ângulos entre as faces  $b$  e  $c$ , uma menor superfície  $a$  será gerada para uma mesma profundidade de penetração da ferramenta. O plano  $\zeta$  representa a face da peça que será fresada. Para esta ilustração, a parcela da

ferramenta que intersecciona a peça foi removida com objetivo de se destacar a seção transversal (a) que deverá ser considerada para avaliação da resistência ao cisalhamento da ferramenta.

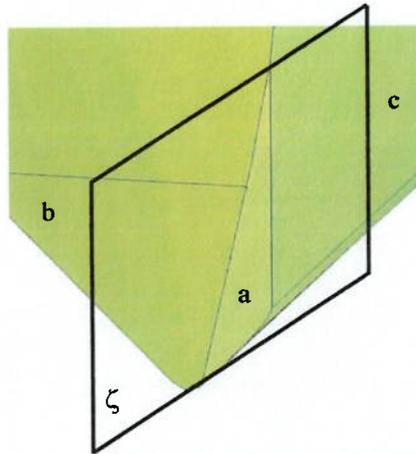


Figura 2.2.5.2.14 – Intersecção entre o plano determinado pela superfície da peça ( $\zeta$ ) e a ferramenta de corte.

Um outro aspecto voltado às condições oferecidas pela pastilha é a preparação da aresta de corte. Esta preparação poderá ser através de retificação, desbaste com rodas abrasivas alternativas (borracha dura, madeira impregnada, tecido prensado) ou mesmo como resultado do processo de deposição das camadas duras sobre a ferramenta de corte, condição esta que ocorre em atmosferas de alta temperatura, suficiente para a transformação do cobalto utilizado como aglomerante dos pós metálicos utilizados na sinterização.

Existem diversos chanfros padronizados que visam melhorar o desempenho do corte tanto na penetração da ferramenta bem como ao longo da evolução e saída da ferramenta do material. Ferramentas com preparação de aresta mais positiva, ou seja, com um ângulo de cunha retificados para que a capacidade de corte fique acentuada é usualmente oferecem um corte com menor esforço, entretanto a fragilização da aresta passa a ser um ponto observável. Este tipo de preparação usualmente aplicado em materiais dúcteis como alumínio, níquel, aços inoxidáveis e ligas especiais.

A preparação da aresta, em muitos casos, pode ser feita com o objetivo de preservar a aresta de corte. Estas preparações visam aumentar a vida útil da aresta através do aumento

da área de contato e/ou mudança do ângulo efetivo de saída da mesma. Estas preparações são usualmente aplicadas em materiais frágeis, como o ferro fundido cinzento e o bronze.

Um ponto importante sobre a existência da preparação da aresta é a mecânica da deformação presente na formação do cavaco. O aumento ou diminuição da zona morta irá ocorrer a medida que o perfil da preparação da aresta é alterado. A figura 2.2.5.2.15 apresenta os principais tipos de preparação de aresta enquanto a figura 2.2.5.2.16 ilustra a presença da zona morta devido à preparação da aresta de corte, conforme [26]. Jaspers et al. [27] examinou a influência da espessura da camada da zona secundária de cisalhamento, região que está diretamente relacionada com a preparação de aresta, e confirmou que a uma aresta afiada representou uma menor camada na zona secundária de cisalhamento que uma aresta arredondada.

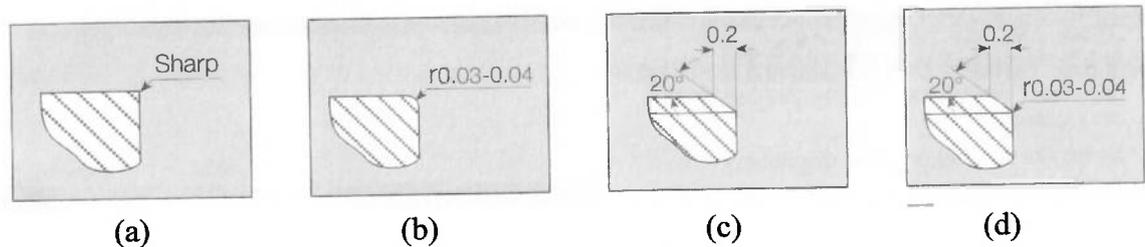


Figura 2.2.5.2.15 – Principais tipos de preparação de aresta conforme ISO 1832-1991. Em (a) tem-se a preparação do tipo F, indicada para operações de acabamento. Em (b) tem-se a do tipo E, indicada para operações de semi-acabamento. Em (c) tem-se a do tipo T, indicada para as operações de semi-desbaste. Em (d) tem-se a do tipo S, indicada para operações de desbaste pesado.

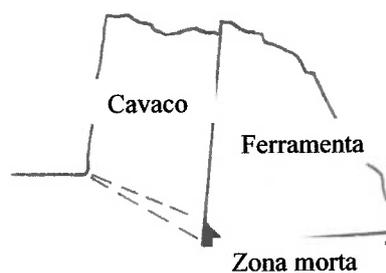


Figura 2.2.5.2.16 – Ilustração da zona morta, conforme [26].

Choudury et al. [33] avaliaram que a formação da zona morta bem como o aumento das forças está relacionado não somente com a preparação da aresta, como também das

demais condições do processo, sendo estes a velocidade de corte, o avanço e a geometria completa da aresta que irá realizar o trabalho do corte e da deformação.

### 2.2.5.3 Tipos de revestimentos e suas aplicações

Existe atualmente um grande número de revestimentos duros aplicados sobre as ferramentas de corte com objetivo de prolongar a vida das mesmas. Kusiak et al [19] sugere os seguintes revestimentos atualmente aplicados: TiN, TiC, TiCN, Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>, HfN, Cr<sub>x</sub>N<sub>y</sub>, ZrN, CBN e diamante. Estes revestimentos podem ser aplicados em camadas únicas ou associados entre si, formando um revestimento denominado multicamada.

O aumento da vida, ou seja, a diminuição do desgaste em uma ferramenta de corte, dentre muitos fatores, também ocorre pela diminuição do coeficiente de atrito entre as superfícies em contato durante o corte, ou seja, o par ferramenta-peça, além do aumento de resistência às altas temperaturas envolvidas na operação. A diminuição do atrito reduz as forças envolvidas na operação, conforme Kusiak et al [19]. A resistência às altas temperaturas reduz a troca de calor por condução e irradiação que ocorre na região de corte e adjacências.

Outro aspecto importante na aplicação de revestimentos duros em ferramentas de corte é a possibilidade de manter, em uma mesma ferramenta uma camada superficial dura e um núcleo tenaz. Desta forma, propriedades importantes para o substrato são mantidas (tenacidade), enquanto a camada mais externa é reforçada com o revestimento duro aplicado (aumento de dureza).

Prengel et al. [8] apresentaram aspectos fundamentais sobre os diversos tipos de revestimentos bem como listaram as propriedades que deverão ser observadas para a obtenção da máxima eficiência de um revestimento em uma pastilha intercambiável para usinagem, sendo elas:

1. Estabilidade química: Quanto mais inerte quimicamente é o material do revestimento, melhor a sua performance, ou seja, a solubilidade do revestimento em relação ao material da peça deve ser a menor possível para que não ocorra difusão termoquímica durante o atrito em altas temperaturas no par ferramenta-peça.

2. Dureza: Durante o processo de usinagem com ferramentas de metal duro, as temperaturas na região do corte chegam a valores que prejudicam a resistência à abrasão e ao choque devido à diminuição de dureza do substrato. Esta diminuição ocorre através da fusão parcial ou total do cobalto, presente na liga WC-Co. Os mecanismos de desgaste que estão associados às propriedades químicas do revestimento, como é o caso do desgaste de cratera, é minimizado com o aumento da dureza do revestimento;
3. Microestrutura e morfologia: O tamanho, a estrutura e as características dos contornos dos grãos do substrato, afetam as propriedades do revestimento que está sendo aplicado. Valores elevados de microdureza são usualmente obtidos com substratos constituídos de grãos mais finos e valores médios e baixos são obtidos com grãos menos refinados. O processo de deposição do revestimento também exerce uma importante contribuição nas propriedades do mesmo. O processo denominado CVD (deposição química de vapores) está associado a substratos menos refinados, enquanto o processo denominado PVD (deposição química de vapor) está associado a substratos mais refinados. Desta maneira, pode-se afirmar que a resistência de ambos ao choque e às altas temperaturas não serão as mesmas nem mesmo a faixa de aplicação do revestimento.
4. Adesão: A nucleação inicial do revestimento no substrato deve prover interdifusão dos átomos na região de interface de ambos. Desta forma, a coesão entre os átomos do par é favorecida, não permitindo a ruptura prematura da união ou mesmo defeitos de deposição;
5. Espessura do revestimento: A região modificada pelo revestimento na superfície da ferramenta deve possuir a espessura otimizada de camada. Um revestimento muito fino irá proporcionar por pouco tempo as características desejadas. Por outro lado, um revestimento com espessura acima do previsto irá atuar com propriedades de um volume representativo de matéria (bulk) do mesmo, não conferindo desta forma as propriedades que um revestimento metálico fino deverá oferecer a superfície.

O processo de deposição CVD, na maioria das aplicações, é utilizado para a produção dos revestimentos TiC, TiN, TiCN e Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>, enquanto o processo PVD é utilizado para o TiAlN. Esta diferença de aplicação ocorre pela distinção das faixas de deposição do revestimento no substrato. Enquanto o CVD, dividido em dois grupos, poderá ser aplicado em altas temperaturas (HT-CVD) que vão de 900 a 1100°C ou médias temperaturas (MT-

CVD) que vão de 750 a 900 °C, o PVD está restrito a uma faixa que vai de 300 à 600°C, conforme [8].

O PVD TiAlN apresenta uma estabilidade química superior àquela oferecida pelos revestimentos TiN e TiCN. O TiAlN é indicado para usinagem de materiais dúcteis, como é o caso do aço inoxidável austenítico, ou quando se deseja arestas de corte mais afiadas, conforme Diniz et al. [7]. A espessura de camada obtida no PVD (até 5µm) é menor que aquelas usualmente obtidas com o CVD (de 5 a 20 µm), o que confere uma aresta de corte com maior efeito de penetração que os demais processos (aresta mais afiada).

### 2.3 A refrigeração/lubrificação para a operação de fresamento

Conforme Shaw [17], a utilização de fluido refrigerante/lubrificante tem as seguintes funções em uma operação de usinagem:

- 1° Diminuir a adesão entre o cavaco e a ferramenta e proporcionar baixo atrito e desgaste, além da redução da aresta postiça de corte;
- 2° Refrigerar a ferramenta e a peça além da condução do calor gerado na zona de corte para fora desta;
- 3° Remover os cavacos da região de corte;
- 4° Proteger a superfície usinada contra corrosão.

Analisando-se as funções acima, é possível avaliar que o calor e o atrito exercem a maior influência na escolha da utilização do fluido refrigerante/lubrificante (funções 1 e 2).

Em diversos processos de usinagem, em que a velocidade de remoção do cavaco é baixa, ou dificuldades geométrica de acesso para a expulsão do mesmo da região de corte existem, faz-se necessária utilização de pontos auxiliares de refrigeração/lubrificação para suprir a função 3 citada acima.

Avaliando-se a proteção da superfície usinada, o aumento de temperatura na região de corte poderá em alguns materiais afetar o aspecto superficial devido à corrosão (função 4). Entretanto, para uma superliga a base de níquel, tal efeito pode ser desprezado devido à alta resistência a corrosão oferecida por este tipo de material.

Diniz et al. [7] acrescenta às funções descritas acima que a utilização de fluido refrigerante/lubrificante também irá resultar em:

5º Redução de distorções de origem térmica da peça com objetivo de facilitar a obtenção de tolerâncias apertadas;

6º Evitar dano na estrutura e o crescimento exagerado de tensões residuais na superfície da peça usinada.

Do entendimento da necessidade da aplicação de fluido refrigerante/lubrificante, pode-se separar a análise para a escolha de um tipo de fluido particularizando a característica refrigerante em relação à lubrificante e vice-versa.

#### # *Fluido como agente refrigerante no processo de fresamento de superligas a base de níquel*

Durante o fresamento das superligas a base de níquel, o calor gerado concentra-se na aresta de corte da ferramenta com uma intensidade superior àquela atingida no fresamento de aços e ferros e ferros fundidos usualmente processados, visto que a condutibilidade térmica deste material é baixa, tornando esta liga refratária. A tabela 2.3.1 a seguir ilustra alguns valores do coeficiente de condutividade térmica de alguns materiais.

Tabela 2.3.1 – Condutividade térmica de alguns materiais usualmente aplicados na indústria, conforme Metals Handbook – Vol.1

<i>Material</i>	<i>Condutividade térmica*</i>	<i>Material</i>	<i>Condutividade térmica*</i>
Alumínio 5005	0,48	Ti-6Al-4V	0,039
Bronze fosforoso de corte livre	0,18	Óxido de alumínio	0,07
Aço H13	0,095	Aço rolamento 52100	0,12
Aço Inoxidável 18Cr-8Ni	0,035	Aço 1040	0,115
Aço inoxidável 304	0,033	Inconel	0,036

\* Valores em cal/cm x s x °C

Devido à intermitência inerente ao processo de fresamento, uma vez que a ferramenta irá realizar o corte em somente um trecho da rotação ao longo de seu eixo, um gradiente de temperatura acontece ao longo do percurso da aresta sobre a peça a ser usinada. Desta forma, com a aplicação de um fluido refrigerante, ocorre um gradiente

térmico mais acentuado, ainda que a média dos valores obtidos entre picos e vales da distribuição da temperatura, em função do tempo, seja menor do que quando não se utiliza fluido de corte. Assim, da existência deste gradiente, surgem tensões de origem térmica na superfície e na subsuperfície da ferramenta, levando à formação de trincas de origem térmica e de entalhes na região que limita a profundidade de corte, tanto na aresta principal como na aresta secundária de corte.

Pode-se considerar que a função refrigerante atua no somatório das fontes de calor presentes na formação do cavaco, ou seja, nas três zonas de atrito, conforme Ferraresi [12]. O caráter refrigerante não atua na diminuição da geração do calor, mas sim na extração do mesmo após a sua geração. A figura 2.3.1 a seguir ilustra as fontes de calor na formação do cavaco.

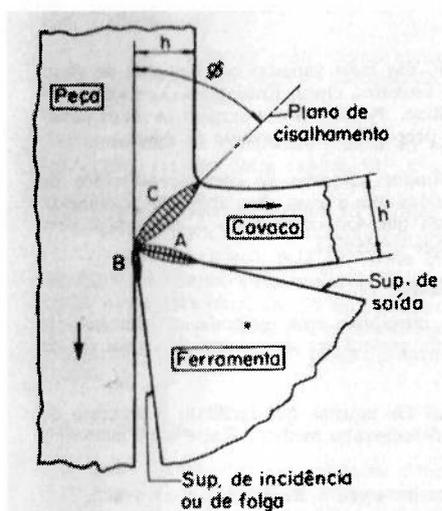


Figura 2.3.1 – Fontes de geração de calor na formação do cavaco, conforme Ferraresi [12].

Da figura 2.3.1, pode-se observar:

Zona A – Zona de geração de calor devido ao atrito entre uma face do cavaco e a superfície de saída da ferramenta;

Zona B – Zona de geração de calor devido ao atrito entre a superfície de folga da ferramenta e a peça que esta sendo processada;

Zona C – Zona de geração de calor devido a deformação plástica sofrida ao longo do plano de cisalhamento do cavaco.

*Fluido como agente lubrificante no processo de fresamento de superligas a base de níquel:*

Durante o fresamento das superligas a base de níquel, o atrito gerado entre a superfície de saída da ferramenta e o cavaco, além do atrito entre a superfície de folga primária e secundária da ferramenta e a peça, resulta em calor, e por conseguinte, em desgaste da ferramenta de corte durante a evolução do processo. Uma terceira fonte de calor, que é a principal, é o atrito interno que ocorre no plano de cisalhamento ao longo da formação do cavaco (ver figura 2.3.1). Diferente da ação refrigerante que atua no resultado da geração de calor, a ação lubrificante atua na diminuição dessa, ou seja, o seu efeito é minimizar o atrito.

Ainda da análise da figura 2.3.1, pode-se afirmar que o fluido irá reduzir o coeficiente de atrito entre as partes, ou seja entre o cavaco e a ferramenta e entre a ferramenta e a peça (Zonas A e B).

A redução do calor na zona C da figura 2.3.1 se faz pela diminuição do coeficiente de atrito entre o cavaco e a superfície de saída da ferramenta, que conseqüentemente aumenta o ângulo ( $\phi$ ) que define a orientação do plano de cisalhamento. Este aumento diminui a taxa de deformação do cavaco gerado, resultando em uma diminuição na força necessária para realizar o corte, que conduz por sua vez à redução da temperatura. O aumento de ( $\phi$ ) também aumenta a velocidade de escoamento do cavaco formado, dificultando, desta forma, a troca de calor por condução entre o cavaco e a superfície da ferramenta de corte.

Diante das funções apresentadas para a utilização de um fluido refrigerante/lubrificante, pode-se apresentar um conjunto de recomendações para a correta aplicação dos mesmos, conforme [12, 16 e 18]:

- Possuir aditivos extrema pressão, com objetivo de suportar as altas temperaturas sob baixas velocidades e altas taxas de deformação, conforme Ferraresi [12];
- Alto poder refrigerante, para que o gradiente de tensão ocorra sob temperaturas menores;
- Ser sintético ou semi-sintético, conforme Trent [16]

- A utilização de emulsões deve obedecer a concentrações ideais para cada aplicação, uma vez que a capacidade de refrigeração de um fluido decai com o aumento da concentração. Uma concentração em torno de 10% de fluido em água proporciona as temperaturas mais baixas de operação em fresamento de faceamento, conforme Schey [18];
- Sob baixas velocidades de corte (de 15 a 20 m/min), em que o efeito da refrigeração é praticamente desprezível, o efeito da concentração também não irá apresentar mudanças significativas na vida da ferramenta.

Em relação à discussão clássica da acessibilidade do fluido na região do corte, Trent [16] afirma que o fluido refrigerante não atua diretamente nas zonas A, B e C conforme a figura 2.2.5.4.1, mas sim no cavaco, na peça e na ferramenta em regiões que o acesso se faz possível, ou seja, próximo às zonas A, B e C, mas não exatamente nelas. Entretanto, os fluidos lubrificantes tornam a lubrificação da região de contato um caso particular da lubrificação limite, onde o aditivo de extrema pressão atua de maneira importante, reduzindo as forças de corte e a geração de calor além da melhoria do acabamento superficial. Schey [18] expõem que durante o processo de fresamento, o acesso do fluido refrigerante/lubrificante ocorre devido à natureza interrompida do percurso de corte de uma aresta da ferramenta.

## 2.4 O desgaste das ferramentas de corte para fresamento de ligas a base de níquel e suas causas

### 2.4.1 Aspectos térmicos do desgaste em ferramentas de fresamento

Devido à característica refratária das superligas a base de níquel, faz-se necessário considerar a temperatura gerada durante o processo de remoção de material como um dos principais fatores para a evolução do desgaste nas ferramentas, além da não diminuição da resistência à tração sob temperaturas elevadas, como pode ser visto nas figuras 2.1.1.2 à 2.1.1.6. Trent [16] considera que a usinagem de ligas a base de níquel apresenta os mais sérios problemas de ordem econômica e técnica devido à geração do calor durante o corte.

Em todo processo de remoção de material, a exemplo do fresamento de faceamento, a energia dissipada no corte é convertida em calor. Groover [14] e Trent [16] estimam que

aproximadamente 98% da energia dissipada durante o corte se transformam em calor e os demais 2% são armazenados em forma de energia elástica pelo cavaco.

Conforme Ferraresi [12], durante o processo de corte, a camada superficial da ferramenta atinge uma temperatura mais alta que o núcleo e conseqüentemente dilata em uma escala maior que este. Logo, as camadas inferiores sofrem uma dilatação menor. Esta diferença dificulta a dilatação das camadas mais externas, gerando tensões de compressão sobre estas e de tração sobre as camadas mais inferiores. Com a evolução do processo de fresamento, ou seja, com a interrupção do corte, a camada mais externa da ferramenta, que está a uma temperatura mais elevada, resfria sob uma taxa mais acentuada que o núcleo, seja pela ação do fluido refrigerante bem como do meio circundante, alterando assim as tensões de compressão para as de tração. As camadas imediatamente abaixo que, no instante anterior encontravam-se sob tração dilatam, porém a superfície e o núcleo mais abaixo resistem a esta dilatação, tornando as tensões nesta camada de compressão.

Uma afirmação apresentada por Ferraresi [12] é que a quantidade de calor gerado durante a usinagem aumenta com a velocidade e com a força de corte. Além disso, conclui-se através de Doyle et al [14] que a temperatura durante a operação cresce com o aumento da velocidade de corte em maior escala que com o aumento do avanço e este último em maior escala que o aumento da profundidade de corte. Trent [16] reforça a afirmação que a temperatura na interface cavaco-ferramenta aumenta com o acréscimo da velocidade de corte e tal parâmetro constitui o limite prático para a usinagem de materiais com alto ponto de fusão, como é o caso das superligas.

Uma importante colocação sobre o comportamento mecânico dos materiais empregados nas ferramentas de corte é a alteração no valor das propriedades mecânicas que influem diretamente no desgaste da ferramenta. A tabela 2.4.1.1 apresenta a forma na qual as principais propriedades mecânicas de uma ferramenta de corte se comportam em função do aumento da temperatura.

Tabela 2.4.1.1 Alteração nas propriedades mecânicas de uma ferramenta de corte a base de WC-Co.

<i>Propriedade</i>	<i>Resultado após aumento da temperatura</i>
Tenacidade	Decresce
Coefficiente de atrito	Aumenta
Resistência ao impacto	Maior tendência à deformação plástica
Resistência à abrasão	Decresce
Adesão	Maior tendência à soldagem

Concentrando a análise sobre ferramentas a base de carboneto de tungstênio e cobalto (WC-Co), nota-se a partir dos resultados apresentados por Mari et al [13], que este material apresenta três diferentes domínios de comportamento, dependendo da temperatura envolvida na operação.

Ainda por Mari et al [13], são três os patamares de temperatura que dividem a forma na qual uma ferramenta a base carboneto de tungstênio e cobalto (WC-Co) irá se comportar. Estes valores encontram-se na tabela 2.4.1.2.

Tabela 2.4.1.2 Tipo de fratura em função da temperatura de uma ferramenta de corte a base de WC-Co, conforme Mari et al [13].

<i>Faixa de temperatura</i>	<i>Tipo de comportamento a fratura</i>
$T < 500^{\circ}\text{C}$	Frágil
$500 < T < 800^{\circ}\text{C}$	Dúctil
$T > 800^{\circ}\text{C}$	Por fluência

Os domínios citados acima estão diretamente relacionados com as propriedades do aglomerante da composição, ou seja, do cobalto. Este elemento possui o ponto de fusão mais baixo dentre os elementos presentes na ferramenta e sua conservação mantém a estabilidade das propriedades citadas na tabela 2.4.1.1.

Existem duas medidas de temperatura que são fundamentais para o entendimento de como os aspectos térmicos influem na vida da ferramenta. A primeira temperatura é aquela avaliada entre a ferramenta de corte e o cavaco, e a segunda é a temperatura do volume em análise (como tradução de *bulk*) próximo a interface cavaco-ferramenta, região onde as

forças envolvidas na operação estão atuando. O controle da primeira temperatura influi nos mecanismos desgaste (difusão, oxidação e dissolução química), enquanto o da segunda influi nas propriedades mecânicas.

Para o processo de fresamento, os três domínios citados na tabela 2.4.1.2 podem ser interpretados em função da velocidade de corte, resumindo-se a apenas dois modelos: domínio de baixas e altas velocidades.

O domínio de baixas velocidades representa a região em que as tensões de origem térmica são menores que a tensão de escoamento. A causa para a avaria neste domínio é basicamente a fadiga de origem mecânica.

Por outro lado, no domínio de altas velocidades, as tensões de origem térmica excedem a tensão de escoamento, sendo esta a principal causa da fadiga. Nesta região, a deformação plástica se desenvolve além da formação de entalhe na aresta de corte. Ocorre o arrancamento de grãos nas adjacências das trincas de origem térmicas, levando a formação do entalhe.

#### 2.4.2 Mecanismos de desgaste e suas manifestações

Conforme citado por [7, 12, 13 e 17], os mecanismos de desgaste presentes em uma operação de usinagem com ferramenta de corte de WC-Co são:

- a) Aresta Postiça de corte;
- b) Adesão;
- c) Atrito;
- d) Difusão intermetálica;
- e) Deformação Plástica;
- f) Oxidação.

Analisando-se individualmente cada mecanismo de desgaste, pode-se concluir quais são seus possíveis efeitos de maneira hipotética, uma vez que são raríssimos os casos em que um mecanismo ocorre de maneira isolada ao longo da vida útil da ferramenta. Ferraresi [12] afirma que é praticamente impossível isolar a ocorrência de um único mecanismo de

desgaste durante a usinagem. Logo esta análise deverá sempre ser complementada com a avaliação global do sistema no qual o desgaste está ocorrendo.

Diniz et al [7] realiza uma distinção entre desgaste e avaria, considerando a deformação plástica como apenas avaria. Assim, particularizando os mecanismos descritos acima para a operação de fresamento, obtém-se as seguintes descrições:

a) Aresta Postiça de Corte (APC): Sob baixas velocidades de corte [12], a usinagem de materiais metálicos dúcteis tende a formar, sobre a superfície de saída da ferramenta de corte, uma região na qual o material removido se solda devido às altas pressões que atuam nesta área (de contato real entre o cavaco e a ferramenta) associado à baixa velocidade de escoamento do material removido.

Durante o período que o material está soldado sobre a superfície de saída da ferramenta, a aresta original da mesma fica protegida pela aresta postiça até que o encruamento sofrido por essa última atinja o valor limite para sua ruptura por cisalhamento, causando o seu desprendimento do material. Este desprendimento leva consigo partículas do material da ferramenta de corte, principalmente da superfície de folga. A frequência com que este desprendimento ocorre, determina o quão severo este será o desgaste na unidade de tempo, ou seja, quanto maior a frequência do desprendimento da aresta postiça, maior o desgaste da superfície de folga.

Por outro lado, o valor máximo da aresta postiça representa, conforme Ferraresi [12], o valor mínimo do crateramento, uma vez que a superfície de saída fica protegida pelo material soldado e encruado que se encontra sobre esta.

Ao danificar a superfície de folga, o acabamento superficial da peça fica prejudicado pela irregularidade do perfil da aresta, causada pelo dano na ferramenta, além disso, somente uma parte da aresta postiça é levada pelo cavaco, restando uma outra parcela que irá aderir na superfície da peça, prejudicando ainda mais o acabamento.

A temperatura envolvida na operação possui grande influência na formação da aresta postiça, pois é através do aumento e/ou diminuição da temperatura que se processam a soldagem do material da peça sobre a ferramenta, o encruamento da aresta postiça, a diminuição do coeficiente de atrito e o aumento/diminuição da tenacidade a fratura do material da ferramenta.

A geometria da ferramenta também exerce influência na formação da aresta postiça, pois o aumento ou diminuição da velocidade de escoamento em função do ângulo  $\gamma$  de saída da mesma.

- b) Adesão: Conforme Shaw [17], o mecanismo de adesão ocorre quando duas superfícies são colocadas em contato sob cargas moderadas e velocidade relativa suficiente para que, através da deformação das asperezas de ambas, ocorra a formação de um extrato metálico na interface, unindo momentaneamente os dois materiais. Em um momento subsequente à esta adesão, ocorre, através da continuidade do movimento relativo, a ruptura desta união, na região de menor resistência ao cisalhamento.

Com a ruptura da união, o material aderido na outra parte é levado e com isto ocorre a perda de massa e de geometria do material fraturado.

Isso corresponde à primeira parcela do mecanismo de aresta postiça de corte, entretanto a adesão ocorre em períodos inferiores àqueles observados para a formação completa da aresta postiça de corte. Logo pode ocorrer adesão sem a formação desta.

Ramalingan [21] sugere que a perda de massa no desgaste abrasivo ocorrerá no volume em análise (como tradução de *bulk*) do material mais duro, quando as forças de contato deslizante superarem a coesão entre as partículas do material mais duro. Outro ponto observado por Ramalingan [21] é que tais esforços serão normais à superfície, e de magnitude tratativa, orientação na qual as ferramentas a base de WC-Co possuem baixa resistência.

- c) Atrito: Quando as temperaturas atingidas na região de contato ferramenta-peça não são suficientemente altas para que o mecanismo de difusão ou deformação plástica ocorra, o atrito se torna o mecanismo proeminente de desgaste.

Este mecanismo ocorre principalmente no contato entre a superfície de folga da ferramenta e a peça, entretanto este também poderá ocorrer em menor escala na superfície de saída, mais especificamente nas adjacências da região onde ocorre a formação da aresta postiça de corte.

A presença de partículas duras no material da peça (cementita, carbonetos e martensita no caso de aços e ferros fundidos ou carbonetos no caso de superligas) faz com

que ocorra o sulcamento (indentação), conforme Ramalingan [21], da superfície da ferramenta, que através do aumento moderado da temperatura tem diminuída sua resistência à abrasão. Estas partículas duras também podem ser provenientes da própria ferramenta de corte, uma vez que existindo a formação da aresta postiça de corte, uma parcela do material da ferramenta poderá ser levado para a superfície de folga da mesma, causando seu sulcamento.

A principal manifestação do mecanismo de atrito é o desgaste de flanco [21], que é a ocorrência de sulcamento perpendicular perpendicular à aresta de corte, o que corresponde a uma fratura por indentação de deslizamento. Ainda sobre o desgaste de flanco, é possível afirmar, conforme [21], que este ocorre na região de temperatura de fratura frágil do material, abaixo da transição dúctil-frágil que os metais apresentam com o aumento da temperatura.

d) Difusão intermetálica: Durante o processo de remoção de material, forma-se na superfície de saída da ferramenta um tipo de desgaste chamado desgaste de cratera, ou crateramento, que é a principal manifestação do fenômeno da difusão intermetálica. Este fenômeno se desenvolve pelo arrancamento de grãos microscópicos da superfície da ferramenta devido à ativação da migração atômica no par ferramenta-peça.

Trent [16] afirma que o crateramento em ferramentas a base de WC-Co ocorre pois o metal a ser cortado e o carbono presente na ferramenta de corte se difundem no material comprimido sobre a superfície da ferramenta, sendo estes levados pelo fluxo do cavaco.

O ponto de fusão de um eutético entre WC e Co ou WC e Fe é próximo de 1300°C, e as temperaturas para que as condições de difusão venham a ocorrer são da ordem de 850 a 1200°C. Estas temperaturas são baixas para que ocorra a fusão dos materiais do par, entretanto são altas o suficiente para que se desenvolva a difusão, ocorrendo desta forma a difusão de estado sólido.

A ocorrência do crateramento por difusão é uma função tanto da velocidade de corte quanto do avanço. Admite-se que há uma relação aproximadamente direta entre estas variáveis, visto que a manipulação de uma e/ou outra, ou ambas, irá resultar na mudança

das condições de temperatura e pressão sobre a superfície da ferramenta, afetando desta forma a formação da cratera.

Ainda por Trent [12], a hipótese da difusão pode ser validada, entretanto as taxas de difusão intermetálica estática não podem ser tomadas como referência para prever a taxa de difusão ao longo do processo de usinagem, dado a complexidade da relação entre as variáveis presentes.

A taxa de difusão depende da compatibilidade química do par. Grandes diferenças na taxa de difusão ocorrem com materiais não compatíveis. A taxa de desgaste é mais dependente das propriedades químicas que da própria resistência mecânica ou dureza da ferramenta, admitindo que estas suportem os esforços solicitante de maneira a permanecer integra.

Desta maneira, a dureza mais elevada de ferramentas a base de WC-Co com grãos mais refinados não garante uma maior resistência à difusão. Grãos mais grosseiros com menor afinidade química oferecem maior resistência à difusão.

Para ferramentas a base de WC-Co, a difusão ocorre mais rapidamente entre os átomos das ligações do cobalto e o ferro presente no material da peça. Os grãos de carbonetos, entretanto, são removidos a uma taxa menor por duas razões: as partículas de carbonetos não estão isoladas na matriz metálica, uma vez que estas constituem o maior volume do substrato e os átomos de ferro substituem o cobalto na interface e vice-versa.

Átomos de carbono são pequenos e se difundem rapidamente no ferro, porém o carbono presente na ferramenta está fortemente ligado ao tungstênio e ao tântalo, impondo grande dificuldade em se difundir com o material da peça.

Em relação à superfície de folga, a taxa de escoamento do material da peça é muito alta e a difusão também ocorre, sendo este mecanismo, além do atrito, uma das causas do desgaste de flanco. Outra explicação para este fenômeno está voltada para a menor zona de aderência presente.

Assim, um aumento do percentual de carbono no material da peça aumenta a taxa de desgaste de cratera e de flanco, conforme Mari et al [13].

e) Deformação Plástica: O colapso de uma ferramenta de maneira macroscópica, seja através de uma trinca ou do arrancamento de uma parcela representativa da mesma, é

mais provável que ocorra em altas taxas de avanço pois as pressões sobre a superfície antecipam a diminuição de resistência à compressão.

Altas cargas sobre a superfície da ferramenta, seja em um corte contínuo (torneamento) ou interrompido (fresamento) solicitam o volume em análise do material da ferramenta de maneira cíclica e com gradual aumento de temperatura. Mari et al. [13] propõem que a partir de 500°C, a deformação em ferramentas de WC-Co pode ser observada antes da ocorrência de fratura. Outro aspecto observado por Mari et al. [13] é que a estrutura do material da ferramenta possui uma fundamental significância no tocante a sua resistência a fratura. Os materiais com grãos refinados são mais resistentes a deformação plástica que aqueles com grãos mais grosseiros.

f) Oxidação: Conforme Diniz et al [7], a presença de altas temperaturas, ar e água geram oxidação para a maioria dos metais. Este mecanismo ocorre principalmente na região onde a terna temperatura-ar-água está presente, ou seja, nas regiões do final da profundidade de usinagem, tanto na superfície primária quanto na secundária de folga.

A principal manifestação da oxidação é o desgaste chamado entalhe. O entalhe, localizado no fim do corte é resultado das tensões cíclicas que ocorrem nesta região, seja em corte interrompido ou em contínuo. Estas tensões podem ser de origem mecânica e/ou térmica. O gradiente formado entre a linha que limita a profundidade de usinagem e o resto da ferramenta exerce tensões de tração e de compressão na superfície da ferramenta (semelhante ao que ocorre quando da aplicação de uma carga em uma viga engastada). A oxidação seguida das tensões citadas nucleia pequenas trincas, que com a evolução do processo se propagam, formando entalhes acentuados.

É possível afirmar que a não ocorrência do entalhe ao longo da aresta que encontra-se imersa no material é devido a restrição natural que o processo de usinagem oferece à penetração do fluido lubrificante/refrigerante, pois desta forma a terna temperatura-ar-água não está presente.

### 3. MATERIAIS E MÉTODOS

#### 3.1 Introdução

Os ensaios foram realizados em cinco etapas distintas. Houve uma relação entre os ensaios das diferentes etapas com objetivo de se manter os mesmos parâmetros de processo (velocidade de corte, velocidade de avanço e profundidade de corte). A descrição resumida de cada etapa encontra-se a seguir. Maiores detalhes de cada etapa serão apresentados em 3.8.

Sejam as etapas da metodologia dos ensaios:

1º Etapa – Mapa completo dos 32 ensaios (fatorial  $2^5$ );

2º Etapa – Validação do melhor resultado da 1º etapa utilizando os mesmos parâmetros de processo porém invertendo o estado da aplicação do fluido refrigerante/lubrificante (fatorial  $2^1$ );

3º Etapa – Validação da 2ª etapa utilizando os mesmos parâmetros do melhor resultado obtido nesta com a medição da progressão do desgaste da ferramenta de corte;

4º Etapa – Medição das componentes da força de usinagem para um plano experimental concentrado nos melhores resultados da 3ª etapa (fatorial  $2^3$ );

5º Etapa – Avaliação do comportamento mecânico do Inconel 625 quando submetido aos esforços mecânicos provenientes do processo de usinagem, através da medição da microdureza da superfície usinada.

#### 3.2 Descrição do corpo de prova das etapas 1 a 3

O corpo de prova utilizado foi uma placa de Aço ABNT 8630 nas dimensões 300 x 200 x 25,4 ( $\text{mm}^3$ ) revestida através da deposição de um eletrodo da superliga a base de níquel Inconel 625. A espessura da camada depositada foi de aproximadamente 20mm de espessura. A deposição do revestimento utilizou os seguintes parâmetros de processo:

Corrente de soldagem: 140 a 150 A

Tensão de alimentação: 24 a 26V (corrente contínua)

Velocidade de avanço do eletrodo: 250 a 325 mm/min

É comum a utilização do termo “metal de base” para denominar o material onde o revestimento é aplicado. A figura 3.2.1 ilustra o corpo de prova utilizado.



Figura 3.2.1- Ilustração do corpo de prova das etapas 1 a 3.

Devido às características das aplicações do Inconel 625 (conforme 1.1) utiliza-se um metal de base específico para cada tipo de aplicação. Sabe-se que para uma aplicação em meio corrosivo, o produto revestido deve apresentar características que inibam a corrosão, ou seja, a zona afetada termicamente não deve acelerar a corrosão ou mesmo prejudicar o desempenho do revestimento que está sendo aplicado.

A escolha do aço ABNT 8630 se deu pela sua excelente ductilidade e pelo baixo percentual de carbono presente em sua liga. Este carbono em pequeno volume não promove uma formação de carbonetos acentuada na região termicamente afetada. De acordo com os padrões de aplicação de revestimento a base de níquel, uma camada de aproximadamente 5 mm de espessura sobre o metal de base faz com que tais efeitos possam ser desconsiderados na análise da microestrutura do material do revestimento. Além disso, os efeitos corrosivos da presença do ferro na superfície também pode ser desconsiderados devido à “barreira metálica” que o próprio Inconel 625 oferece para a zona termicamente afetada.

O revestimento de Inconel foi aplicado em forma de cordões longitudinais de aproximadamente 3 mm de profundidade por 5 mm de largura. Devido à grande aleatoriedade da forma do cordão de solda, tal referência serve apenas para registrar o

provável aspecto dimensional do revestimento aplicado. A bitola do eletrodo foi de 4mm e foram aplicadas 6 camadas de material sobre o metal de base.

A micrografia apresentada na figura 3.2.2 apresenta o aspecto de micro estrutura do Inconel 625, aplicado no metal de base, em uma amostra retirada do corpo de prova. É possível avaliar que a interface entre o metal de base e o Inconel 625 apresenta uma reduzida espessura onde ocorre a migração atômica no par Inconel 625 – aço ABNT 8630. Esta região é a interface entre os materiais presentes e caracteriza-se como a zona termicamente afetada, com dois materiais. À medida que o revestimento é aplicado, a zona termicamente afetada passa a ser composta de apenas um único tipo de material, ou seja, o revestimento. Desta maneira, pode-se afirmar que a fusão ocorre em temperatura adequada e a homogeneidade da estrutura final é preservada por existir somente um tipo de material.



Figura 3.2.2 - Micrografia da seção transversal do corpo de prova. O trecho a direita da figura é o metal de base que foi consumido pela solução de 100ml de HF com 100ml de HNO<sub>3</sub>. O tempo de imersão na solução foi de 5 minutos. A diferença de nitidez da região a direita é devido à diferença de plano proporcionada pela notável corrosão sofrida pelo metal de base.

Não foi aplicado nenhum tipo de alívio de tensões ou qualquer tipo de tratamento térmico com o objetivo de reduzir a tensão térmica deixada pelo processo de deposição do revestimento.

### 3.3 Descrição do corpo de prova da etapa 4

O corpo de prova utilizado na etapa 4 foi extraído do corpo de prova apresentado na figura 3.2.1, sendo este cortado da placa através do processo de serramento por fita. As dimensões do corpo de prova são  $70,71 \times 45 \times 20 \text{ mm}^3$  e sua ilustração encontra-se na figura 3.3.1 a seguir. O desenho esquemático do mesmo encontra-se no anexo 1. O processo de usinagem após o serramento para que se obtenha as dimensões desejadas, foi o fresamento de faceamento (operação de esquadreamento do bloco). O corte foi feito devido às dimensões dos dispositivos utilizados para medição da força.



Figura 3.3.1 - Ilustração do corpo de prova da etapa 4 .

### 3.4 Descrição do corpo de prova da etapa 5

O corpo de prova utilizado na etapa 5 foi obtido de maneira similar ao da etapa 4. As dimensões do corpo de prova são  $42 \times 35 \times 20 \text{ mm}^3$ . O desenho esquemático do mesmo encontra-se no anexo 2. A diferença desse corpo de prova em relação aos demais, além da sua dimensão, foi a preparação de uma de suas faces laterais para facilitar a medição de micro-dureza. Essa preparação se deu com o processo de retificação seguida de lixamento. . O corte foi feito devido às dimensões dos dispositivos utilizados para medição da microdureza.

### 3.5 Descrição da ferramenta de corte

#### 3.5.1 O cabeçote de faceamento

A ferramenta utilizada para realização dos ensaios de fresamento foi um cabeçote de faceamento de 63mm de diâmetro com 7 arestas intercambiáveis de corte, fixadas mecanicamente através de um parafuso central.

Este cabeçote pode ser visto na figura 3.5.1.1 e os ângulos oferecidos pelo alojamento onde será montado a pastilha intercambiável foram medidos através de plataforma tridimensional de medição da marca Mitutoyo, modelo Beyond Crista-710 estão na tabela 3.5.1.1.

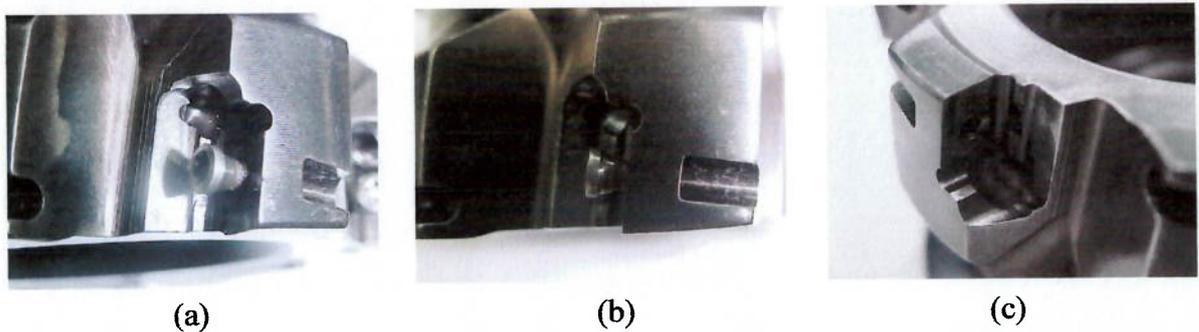


Figura 3.5.1.1 – Ilustração do alojamento da pastilha intercambiável cabeçote de facear intercambiável utilizado nos ensaios e seus respectivos ângulos.

Tabela 3.5.1.1. – Ângulos da ferramenta de corte antes a montagem da pastilha no cabeçote de facear

<i>Característica</i>	Cabeçote-HM90 F90AP D63-7-22
Ângulo de saída radial	-3° 55'
Ângulo de inclinação axial	9°

A figura 3.5.1.2 ilustra a montagem do cabeçote de faceamento com as pastilhas intercambiáveis.

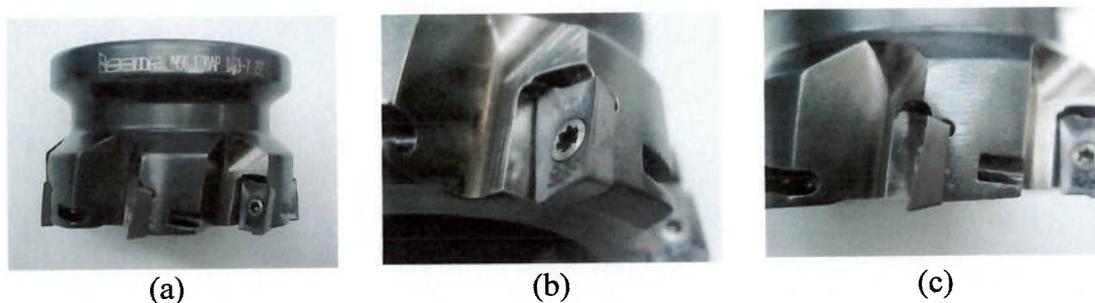


Figura 3.5.1.2 – Montagem do cabeçote de facear com pastilha intercambiável.

A precisão do cabeçote intercambiável, ou seja, os valores máximos de desvio axial e radial (batimento como tradução de “run out”) são medidos pelo fabricante da ferramenta através da montagem de um inserto mestre, de dimensões conhecidas. A tabela 3.5.1.2 apresenta os desvios axial e radial fornecidos pelo fabricante para o cabeçote utilizado nas 5 etapas de ensaio.

Tabela 3.5.1.2 – Desvios apresentado pelo cabeçote de faceamento.

<i>Desvio axial máximo com inserto mestre</i>	<i>Desvio axial mínimo com inserto mestre</i>
0,009mm	0,022mm

O parafuso de fixação da pastilha intercambiável possui uma rosca M2,5 e a relação comprimento roscado/diâmetro após fixação é de 1,25, o que garante uma fixação mecanicamente aceitável para os propósitos desse trabalho através de parafusos.

A fixação do cabeçote no cone porta-fresa possui um diâmetro guia de 22mm e a chaveta de arraste da fresa possui uma espessura de 10,5 mm e uma largura de 18,3 mm x 2, diametralmente opostas, conforme ilustra a figura 3.5.1.3.

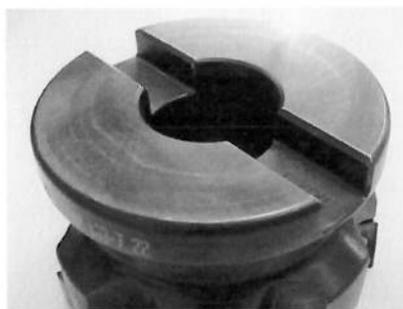


Figura 3.5.1.3 – Detalhe da chaveta de arraste do cabeçote de faceamento.

### 3.5.2 A pastilha intercambiável

A tabela 3.5.2.1 apresenta as características das pastilhas utilizadas nas 5 etapas dos ensaios. Os ângulos oferecidos a montagem destas no cabeçote descrito em 3.5.1 encontram-se na tabela 3.5.2.1. Estes ângulos foram medidos através de plataforma tridimensional de medição da marca Mitutoyo, modelo Beyond Crista-710.

Pode ser visto nesta mesma tabela que ambas as pastilha (APCR e APKT), após sua montagem, oferecem um perfil duplo positivo. O ângulo de folga em toda periferia dos sólidos tomados como base das pastilhas é constante, resultado da sinterização. A pastilha APCR recebeu após a sinterização, uma retificação em sua periferia, com objetivo de manter a aresta o mais afiada possível, enquanto a pastilha APKT não possui retificação em sua periferia.

Tabela 3.5.2.1. – Ângulos da ferramenta de corte após a montagem da pastilha no cabeçote de facear

<i>Característica</i>	Pastilha intercambiável	
	HM90 APCR 100304 PDFR-P	HM90 APKT 100304 PDR
Ângulo de saída radial	23° 24'	11° 52'
Ângulo de saída axial	14° 51'	13° 35'
Ângulo de folga radial	14° 55'	14° 55'
Ângulo de folga axial	2°	2°
Raio de canto (r <sub>e</sub> )	0,4 mm	0,4 mm

As classes de revestimento para as pastilhas estão descritas na tabela 3.5.2.2.

Tabela 3.5.2.2. – Classe do metal duro utilizado nos ensaios

<i>Característica</i>	Classe da Pastilha intercambiável			
	IC 08	IC 28	IC 908	IC 928
Tipo de substrato	P(15-30) M(20-30) K(20-30)	P(20-45) M(20-40)	P(15-30) M(20-30) K(20-30)	P(20-45) M(20-40)
Revestimento	-----		TiAlN	
Tamanho da partícula	Submicron (5~8µm)			

As figuras 3.5.2.1 à 3.5.2.2 ilustram a pastilha intercambiável APCR enquanto as figuras 3.5.2.2 à 3.5.2.5 ilustram que mesmo sofrendo retificação em sua periferia, a pastilha intercambiável conserva as propriedades do revestimento de TiAlN aplicado.

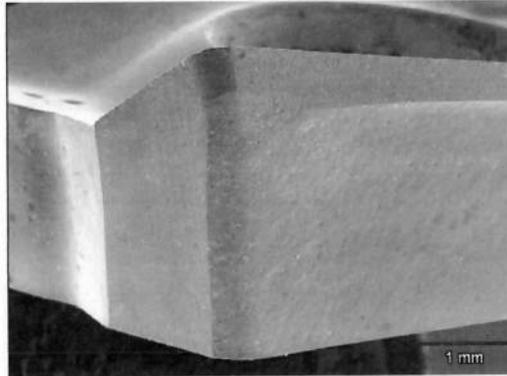


Figura 3.5.2.1 – Microscopia eletrônica da pastilha APCR nova. (20x). Detalhe do raio de ponta e dos ângulos de saída radial e axial.

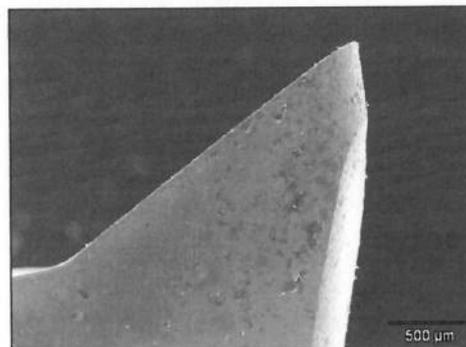


Figura 3.5.2.2 – Microscopia eletrônica da pastilha APCR nova. Detalhe da superfície de folga secundária e do ângulo de saída radial. (40X)

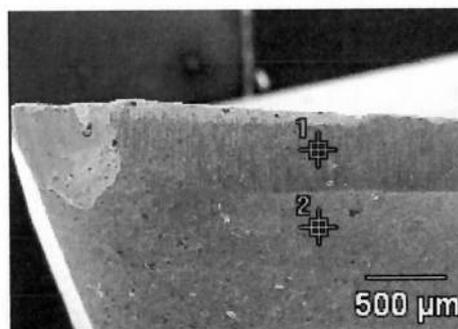


Figura 3.5.2.3 – Microscopia eletrônica da superfície de folga primária. O ponto 1 encontra-se na região retificada enquanto o ponto 2 encontra-se fora desta. (40X)

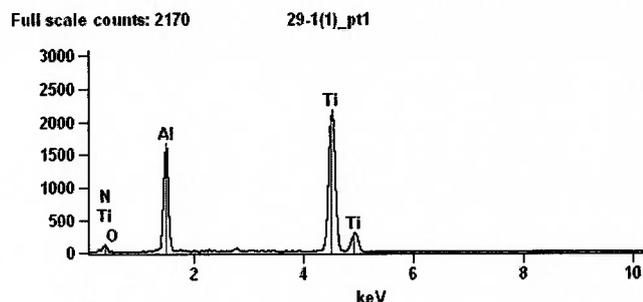


Figura 3.5.2.4 – Composição química provável do ponto 1 da figura 3.5.2.3.

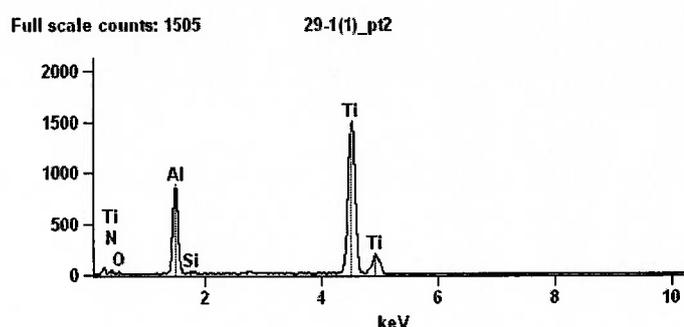


Figura 3.5.2.5 – Composição química provável do ponto 2 da figura 3.5.2.3.

Da análise das figuras 3.5.2.3 a 3.5.2.5 pode-se afirmar que a presença do revestimento se faz mesmo com a retificação. Tal característica aconteceu tanto para o substrato mais duro quanto para o mais tenaz.

### 3.6 Descrição da máquina/sistemas de fixação do corpo de prova e da ferramenta

#### 3.6.1 Descrição da máquina/sistemas de fixação do corpo de prova e da ferramenta das etapas 1 e 2

A máquina utilizada foi um centro de usinagem vertical CNC da marca Okuma, modelo MB 56VB, com potência nominal de 18kW (até 26,5 kW por 10 minutos de operação). A curva de torque e potência desta máquina encontra-se no anexo 3.

A fixação do corpo de prova foi feita através de 08 pontos equidistantes ao longo do perímetro do corpo de prova, conforme pode ser visto na figura 3.6.1.

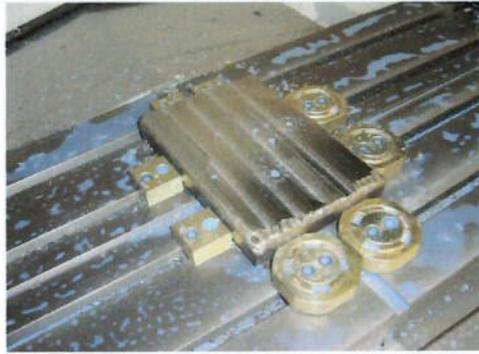


Figura 3.6.1.1 – Fixação do corpo de prova na mesa da máquina. A fixação foi feita através de 4 pontos de sujeição e 4 pontos de encosto. A sujeição foi feita através de came excêntrico e o encosto através de um prisma dentado.

A fixação da ferramenta na máquina foi feita através de um cone básico porta-fresa, conforme norma DIN 69871 Forma A / DIN 6358 SK 50.



Figura 3.6.1.2 – Fixação do cone básico no eixo árvore da máquina.

A representação esquemática da montagem do cabeçote de faceamento no cone básico encontra-se no anexo 4.

### 3.6.2 Descrição da máquina/sistemas de fixação do corpo de prova e da ferramenta das etapas 3 e 4

A máquina utilizada foi um centro de usinagem vertical CNC da marca Hermle, modelo C600U. A curva de torque e potência desta máquina encontra-se no anexo 5.

A fixação do corpo de prova da etapa 3 foi feita através de uma morsa manual de alta força de sujeição, conforme pode ser visto na figura 3.6.2.1.



Figura 3.6.2.1 – Fixação do corpo de prova na mesa da máquina.

A fixação do corpo de prova da etapa 4 foi feita através de um dispositivo especial de fixação, conforme pode ser visto na figura 3.6.2.2. Os anexos 6 e 7 apresentam os esquemas de montagem do dispositivo sobre o dinamômetro e do corpo de prova no dispositivo.

A fixação da ferramenta na máquina foi feita através de um cone básico porta-fresa, conforme norma HSK DIN 69893 Forma A / DIN 6358. A representação esquemática da montagem do cabeçote de faceamento no cone básico encontra-se no anexo 8.



Figura 3.6.2.2 – Fixação do dispositivo de fixação do corpo de prova sobre o dinamômetro e do corpo de prova no dispositivo de fixação.

### 3.6.3 Descrição da máquina/sistemas de fixação do corpo de prova e da ferramenta da etapa 5

A máquina utilizada foi um centro de usinagem vertical CNC da marca Deckel Maho, modelo DMC 63V, com potência nominal de 13kW . A curva de torque e potência desta máquina encontra-se no anexo 9.

A fixação do corpo de prova da etapa 5 foi feita através de uma morsa mecânica.

A fixação da ferramenta na máquina foi feita através de um cone básico porta-fresa, conforme norma DIN 69871 Forma A / DIN 6359 SK40. A representação esquemática da montagem do cabeçote de faceamento no cone básico encontra-se no anexo 10.

### 3.7 Sistema de refrigeração / lubrificação

#### 3.7.1 Descrição do sistema de refrigeração/lubrificação das etapas 1 e 2

Durante os ensaios, foram utilizados 04 pontos de refrigeração / lubrificação conforme pode ser visto na figura 3.7.1.1. Procurou-se refrigerar / lubrificar todos os comprimentos de contato posicionando os bicos de refrigeração em pontos equidistantes ao longo deste. Foi utilizado um bico de refrigeração sob a superfície do corpo de prova a posterior da região de corte, com o objetivo de manter a superfície desta peça sempre imersa em fluido refrigerante / lubrificante e isenta de cavacos já removidos pelo fresamento.



Figura 3.7.1.1. Ilustração da disposição dos bicos de refrigeração.

O fluido refrigerante/ lubrificante utilizado foi o HOCUT 795, semi sintético, com aditivos EP, da marca Houghton. A concentração especificada foi de 8 %, e verificada através do refratômetro manual .

A vazão total dos 4 pontos foi de 0,022 m<sup>3</sup>/min.

#### 3.7.2 Descrição do sistema de refrigeração/lubrificação das etapas 3 e 4

Durante esses ensaios, foi utilizado 01 ponto de refrigeração / lubrificação. A máquina possibilitou através de um comando manual externo a expulsão dos cavacos já cortados da superfície da por um jato de ar comprimido a uma pressão de 6Bar. Tal procedimento foi eficaz uma vez que, para estratégia de corte adotada, não observou-se acúmulo de cavaco na parte posterior da região de corte, ou seja, o cavaco era expulso numa direção diferente daquela verificada nas diversas estratégias das etapas 1 e 2.

A etapa 3, que foi realizada na superfície de um corpo de prova similar àquele utilizado nas etapas 1 e 2, e a etapa 4, que foi realizada na superfície de um corpo de prova conforme o anexo 1, mantiveram rigorosamente a superfície da peça imersa no fluido, condição esta respeitada para todos os ensaios.

O fluido refrigerante/ lubrificante utilizado foi o Vasco 1000, semi sintético, com aditivos EP, da marca Blaser. A concentração especificada foi de 8 %, e verificada através do refratômetro manual .

A vazão total do único ponto foi de  $0,04 \text{ m}^3/\text{min}$ .

### 3.7.3 Descrição do sistema de refrigeração/lubrificação da etapa 5

Durante essa etapa dos ensaios, foram utilizados 04 pontos de refrigeração / lubrificação conforme a mesma disposição vista na figura 3.7.1.1. Assim como nas etapas anteriores, procurou-se refrigerar / lubrificar todos os comprimentos de contato posicionando os bicos de refrigeração em pontos equidistantes ao longo deste. Foi utilizado um bico de refrigeração sobre a superfície do corpo de prova a posterior da região de corte, com o objetivo de manter a superfície da peça sempre imersa em fluido refrigerante / lubrificante e isenta de cavacos já removidos pelo fresamento.

Novamente, idem as etapas 1 e 2, o fluido refrigerante/ lubrificante utilizado foi o HOCUT 795, semi sintético, com aditivos EP, da marca Houghton. A concentração especificada foi de 8 %, e verificada através do refratômetro manual.

A vazão total dos 4 pontos foi de  $0,020 \text{ m}^3/\text{min}$ .

### 3.8 Metodologia de ensaio

#### 3.8.1 1º Etapa – Mapa completo dos 32 ensaios (fatorial $2^3+4^1$ )

As variáveis controladas, observadas e manipuladas para a esta primeira fase dos ensaios são:

- Variáveis controladas: desgaste de flanco ( $V_b$ ).
- Variáveis observadas: percentual de potência consumida %kW, nível de formação de rebarba na peça, rugosidade superficial, nível de degradação súbita de ferramenta e usinagem sob a camada mais externa do revestimento depositado ou não;
- Variáveis manipuladas: velocidade de corte ( $V_c$ ), avanço por dente ( $f_z$ ), estratégia de corte (concordante ou discordante) e a classe da pastilha intercambiável.

A tabela 3.8.1.1 apresenta o plano experimental da 1ª fase do trabalho com os 32 experimentos descritos.

O critério para definir o final da vida útil da pastilha intercambiável foi o desgaste  $V_b$  (desgaste de flanco). O valor fixado como limite de vida para o valor de  $V_b$  foi 0,3mm ou a presença de alguma avaria que impossibilitasse o progresso do ensaio (quebra ou lascamento).

A medição do desgaste ocorreu ao final de um percurso de 300mm, ou após um aumento súbito do percentual de potência consumida no eixo árvore da máquina, sendo o valor limite de 90% adotado como segundo critério de fim de vida.

Utilizou-se para todos os ensaios uma diminuição de 30% da velocidade de avanço  $V_f$  na entrada da ferramenta na peça, ou seja, até a ferramenta atingir um comprimento de avanço efetivo igual a 31,5mm.

A medição do desgaste  $V_b$  in loco foi realizada através de uma lupa graduada com ampliação de 8 vezes, e precisão de 0,05mm. A medição do desgaste a posteriori foi realizada em um microscópio eletrônico de varredura.

Tabela 3.8.1.1 Plano experimental da etapa 1.

Ensaio	Cabeçote	Pastilha	Classe	Vc (m/min)	D (mm)	ae (mm)	ap (mm)	Z	fz (mm/faca)	vf nominal (mm/min)	vf (entrada)	Refrigeração	Estratégia
1			ic 08	30	63	42	2	7	0,065	68,97	48,28		
2			ic 08	30	63	42	2	7	0,1	106,10	74,27		
3			ic 08	45	63	42	2	7	0,065	103,45	72,42		
4			ic 08	45	63	42	2	7	0,1	159,15	111,41		
5			ic 28	30	63	42	2	7	0,065	68,97	48,28		
6			ic 28	30	63	42	2	7	0,1	106,10	74,27		
7			ic 28	45	63	42	2	7	0,065	103,45	72,42		
8			ic 28	45	63	42	2	7	0,1	159,15	111,41		
9			ic 908	30	63	42	2	7	0,065	68,97	48,28		
10			ic 908	30	63	42	2	7	0,1	106,10	74,27		
11			ic 908	45	63	42	2	7	0,065	103,45	72,42		
12			ic 908	45	63	42	2	7	0,1	159,15	111,41		
13			ic 928	30	63	42	2	7	0,065	68,97	48,28		
14			ic 928	30	63	42	2	7	0,1	106,10	74,27		
15			ic 928	45	63	42	2	7	0,065	103,45	72,42		
16			ic 928	45	63	42	2	7	0,1	159,15	111,41		
17	hm90 f90ap-d63-7-22	hm90 aprc 100304 pdf-r-p	ic 08	30	63	42	2	7	0,065	68,97	48,28	Sim	
18			ic 08	30	63	42	2	7	0,1	106,10	74,27		
19			ic 08	45	63	42	2	7	0,065	103,45	72,42		
20			ic 08	45	63	42	2	7	0,1	159,15	111,41		
21			ic 28	30	63	42	2	7	0,065	68,97	48,28		
22			ic 28	30	63	42	2	7	0,1	106,10	74,27		
23			ic 28	45	63	42	2	7	0,065	103,45	72,42		
24			ic 28	45	63	42	2	7	0,1	159,15	111,41		
25			ic 908	30	63	42	2	7	0,065	68,97	48,28		
26			ic 908	30	63	42	2	7	0,1	106,10	74,27		
27			ic 908	45	63	42	2	7	0,065	103,45	72,42		
28			ic 908	45	63	42	2	7	0,1	159,15	111,41		
29			ic 928	30	63	42	2	7	0,065	68,97	48,28		
30			ic 928	30	63	42	2	7	0,1	106,10	74,27		
31			ic 928	45	63	42	2	7	0,065	103,45	72,42		
32			ic 928	45	63	42	2	7	0,1	159,15	111,41		

3.8.2 2º Etapa – Validação do melhor resultado da etapa 1 utilizando os mesmos parâmetros de processo porém invertendo o estado da aplicação do fluido refrigerante/lubrificante (fatorial 2<sup>1</sup>);

Após concluir a etapa 1, foi realizado novamente o melhor resultado desta, para maior confiabilidade do resultado encontrado. Posteriormente, com segurança, foi realizado o mesmo ensaio, porém sem a utilização de fluido refrigerante.

Sejam as variáveis para a etapa 2 de ensaios:

- Variáveis controladas: desgaste de flanco (Vb).
- Variáveis observadas: percentual de potência consumida %kW, nível de formação de rebarba na peça, rugosidade superficial, nível de degradação súbita de ferramenta e usinagem sob a camada mais externa do revestimento depositado ou não;
- Variáveis manipuladas: utilização de refrigeração/lubrificação.

O critério de fim de vida e o meio de medição utilizado seguem àqueles utilizados em 3.8.1. A tabela com o plano experimental da etapa 2 encontra-se a seguir.

Tabela 3.8.2.1 Plano experimental da etapa 2.

<i>Ensaio</i>	<i>Condições do ensaio</i>
1	Melhor resultado da etapa 1
2	Melhor resultado da etapa 1 sem refrigeração

3.8.3 3ª Etapa – Validação da etapa 2. Foram utilizados os mesmos parâmetros do melhor resultado obtido na etapa 2, porém com a medição da progressão do desgaste da ferramenta de corte

Após conhecer a condição discreta de fim de vida da pastilha intercambiável, ou seja, somente o valor final conforme 3.8.2, foi realizado um ensaio de progressão do desgaste com a melhor condição de corte identificada na etapa 2. Este ensaio obedeceu os mesmos parâmetros de processo utilizado nas etapas anteriores, entretanto o comprimento de corte utilizado para definir os passos de medição foi de 200mm. Esta alteração teve como objetivo a avaliação evolutiva com um maior número de pontos, ou seja, as curvas  $V_b \times T_c$  com um comportamento estatístico o mais representativo possível.

Sejam as variáveis para a etapa 3 de ensaios:

- Variáveis controladas: desgaste de flanco ( $V_b$ ).
- Variáveis observadas: percentual de potência consumida %kW, nível de formação de rebarba na peça, rugosidade superficial, nível de degradação súbita de ferramenta e usinagem sobre a camada mais externa do revestimento depositado ou não;
- Variáveis manipuladas: nenhuma em relação ao melhor resultado da etapa 2.

A medição do desgaste  $V_b$  foi realizada através de um microscópio óptico da marca Leica, com faixa de ampliação de 6,4 a 40X. O processamento da imagem foi feita com o software Leica Qwin 2.2.

3.8.4 4º Etapa – Medição das componentes da força de usinagem para um planejamento experimental concentrado nos melhores resultados da 3º etapa (fatorial 2<sup>3</sup>);

Após a consolidação das curvas de desgaste para todas as arestas intercambiáveis de corte, conforme 3.8.3, foi realizado um ensaio para medição das componentes  $F_x$ ,  $F_y$  e  $F_z$  da força de usinagem.

O dispositivo de medição das componentes das forças foi um dinamômetro piezoelétrico da marca Kistler Instrument AG, modelo 9272A. A placa de aquisição utilizada foi uma placa da marca National Instruments, modelo PCI 6025E. O amplificador foi um 5019B141 da marca Kistler Instrument AG.

Os parâmetros para a aquisição do sinal foram:

Tempo de aquisição: 120 segundos.

Taxa de aquisição: 720 pontos/segundos.

Constantes dos canais de aquisição:  $F_x = 7,90$ ;  $F_y = 7,89$ ;  $F_z = 3,61$ .

Fator de conversão Tensão → Força : 200.

O corpo de prova utilizado encontra-se no anexo 1 e o dispositivo de fixação do mesmo encontra-se no anexo 6. A representação da montagem do corpo de prova encontra-se no anexo 7. A figura 3.6.2.2 ilustra a montagem do dinamômetro e o posicionamento da peça sobre este. O dinamômetro foi posicionado dentro da máquina com a orientação de seus eixos de maneira concorrente aos eixos da máquina.

Todas as superfícies dos corpos de prova foram desbastadas antes da medição para que o sobremetal de 2mm fosse mantido constante, uma vez que a camada mais externa do corpo de prova, apresenta uma notável variação devido ao perfil do revestimento.

Foi assumida a condição de troca dos insertos após 4 passes sob o corpo de prova, o que totaliza um tempo de corte de 5,85 minutos para os ensaios 1,2,5 e 6. Para os ensaios 3,4,7 e 8 o tempo entre trocas foi de 4,1 minutos. .

O plano experimental para a etapa 4 encontra-se na tabela 3.8.4.1:

Tabela 3.8.4.1 Plano experimental da etapa 4.

<i>Ensaio</i>	<i>Estratégia</i>	<i>Vf</i>	<i>Pastilha</i>	<i>Classe</i>
1	Discordante	48,28	hm90 apcr 100304 pdf-r-p	ic 928
2	Concordante	48,28	hm90 apcr 100304 pdf-r-p	ic 928
3	Discordante	68,97	hm90 apcr 100304 pdf-r-p	ic 928
4	Concordante	68,97	hm90 apcr 100304 pdf-r-p	ic 928
5	Discordante	48,28	hm 90 apkt 100304 pdr	ic 928
6	Concordante	48,28	hm 90 apkt 100304 pdr	ic 928
7	Discordante	68,97	hm 90 apkt 100304 pdr	ic 928
8	Concordante	68,97	hm 90 apkt 100304 pdr	ic 928

3.8.5 5ª Etapa – Avaliação do comportamento mecânico do Inconel 625 quando submetido aos esforços mecânicos provenientes do processo de usinagem, através da medição da microdureza da superfície usinada.

O objetivo desta fase é a validação das fases anteriores através da medição da microdureza do material usinado sob diferentes condições de corte. Assim, ao conhecer os resultados das 4 fases anteriores, foi possível concluir quais deveriam ser as condições de corte para definir o plano experimental da etapa 5.

A tabela a seguir apresenta o plano experimental da etapa 5.

Tabela 3.8.5.1 – Plano experimental da etapa 5.

Ensaio	Vc (m/min)	fz (mm/faca)	Estratégia	Refrigeração	ae(mm)	ap(mm)	Lc (mm)	Pastilha	
1	30	0,065	concordante	sim	42	2	30	APCR 100304 PDFR-P IC 928	
2	35								
3	40								
4	45								
5	30		discordante					não	APCR 100304 PDFR-P IC 928
6			discordante						APKT 100304 PDR IC 928
7			concordante						APKT 100304 PDR IC 928
8			concordante						APCR 100304 PDFR-P IC 928

O corpo de prova desta etapa está descrito em 3.4 e a microdureza da seção transversal antes da usinagem do mesmo foi medida em cinco pontos aleatórios na seção do corpo de prova previamente submetida à preparação através de lixamento.

Após a usinagem, a microdureza foi medida conforme a orientação vertical em relação à superfície. O microdurômetro digital utilizado para as medições foi um Buehler, modelo MMT-3. A seção transversal do corpo de prova foi previamente retificada (com rebolo finamente dressado e condições de corte de acabamento) e posteriormente lixada com uma lixa 600 em politriz de laboratório metalográfico. A carga do microdurômetro foi de 0,1 Kg.

## 4. RESULTADOS E DISCUSSÃO

### 4.1 Resultados da etapa 1

Os gráficos a seguir apresentam os resultados da etapa 1 dos ensaios, conforme tabela 3.8.1.

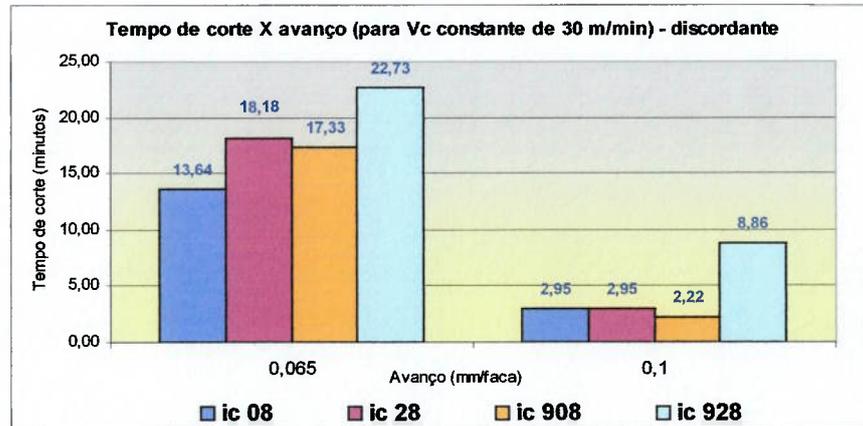


Figura 4.1.1 – Tempo de corte em função do avanço da ferramenta com Vc constante = 30 m/min e estratégia discordante.

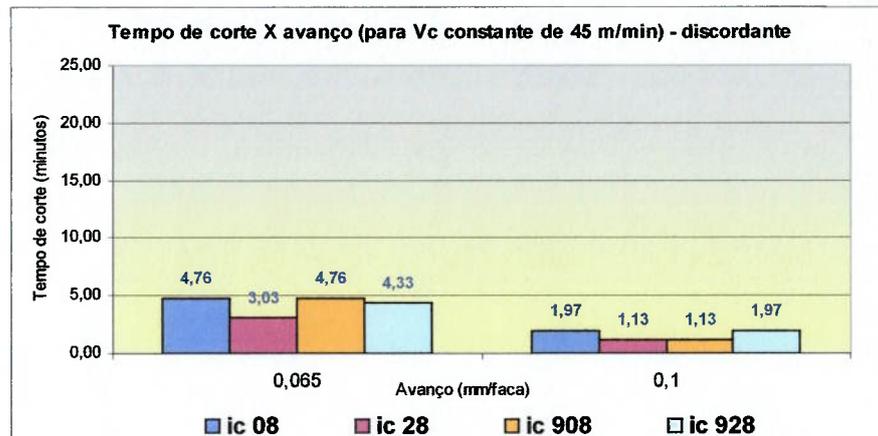


Figura 4.1.2 – Tempo de corte em função do avanço da ferramenta com Vc constante = 45 m/min e estratégia discordante.

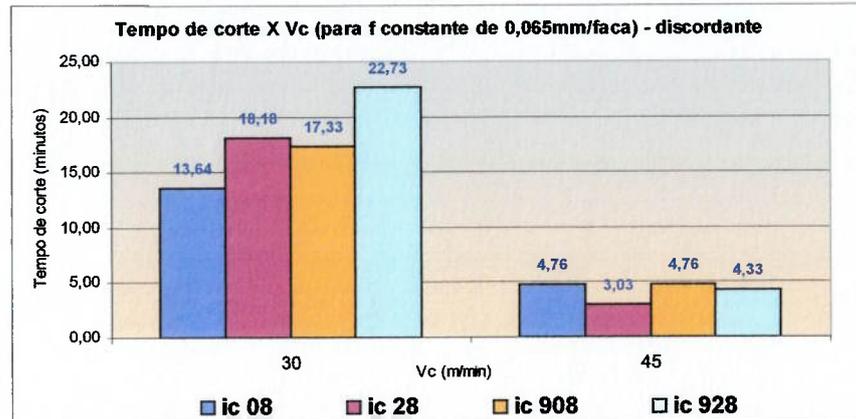


Figura 4.1.3 – Tempo de corte em função da velocidade de corte para avanço por faca constante = 0,065 mm/faca e estratégia discordante.

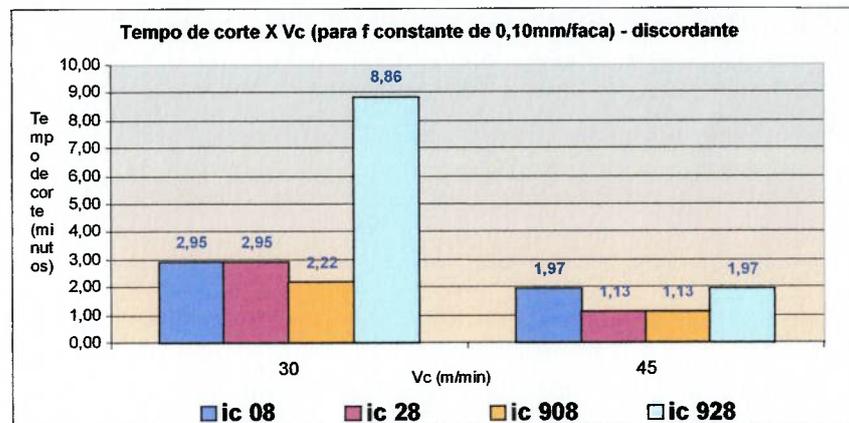


Figura 4.1.4 – Tempo de corte em função da velocidade de corte para avanço por faca constante = 0,1 mm/faca e estratégia discordante.

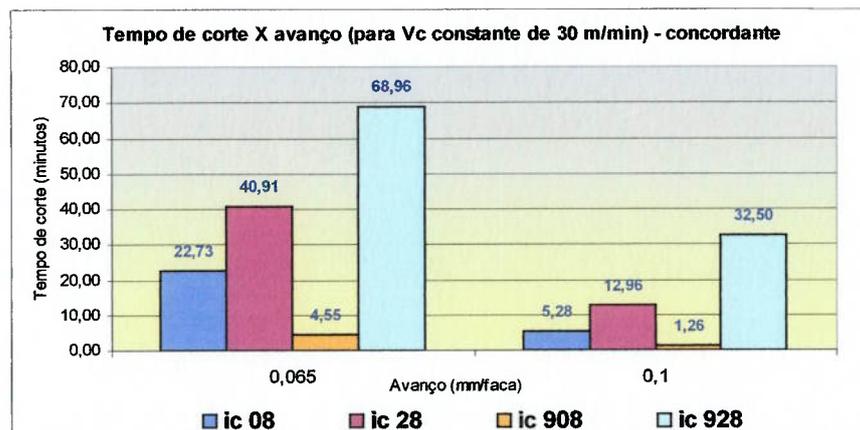


Figura 4.1.5 – Tempo de corte em função do avanço da ferramenta com Vc constante = 30 m/min e estratégia concordante.

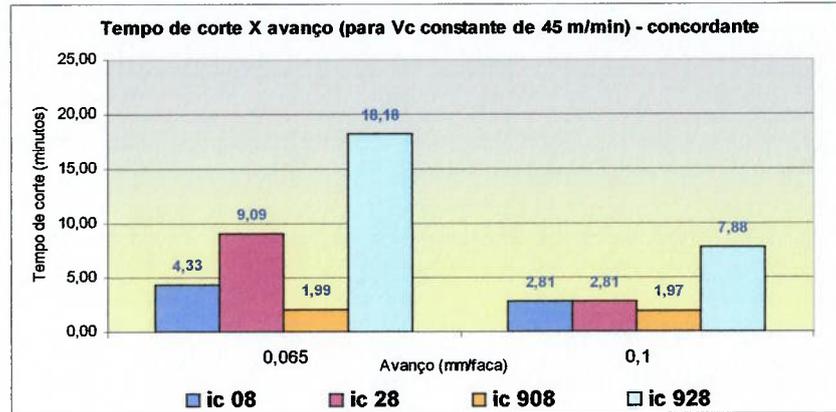


Figura 4.1.6 – Tempo de corte em função do avanço da ferramenta com Vc constante = 45 m/min e estratégia discordante. (página anterior)

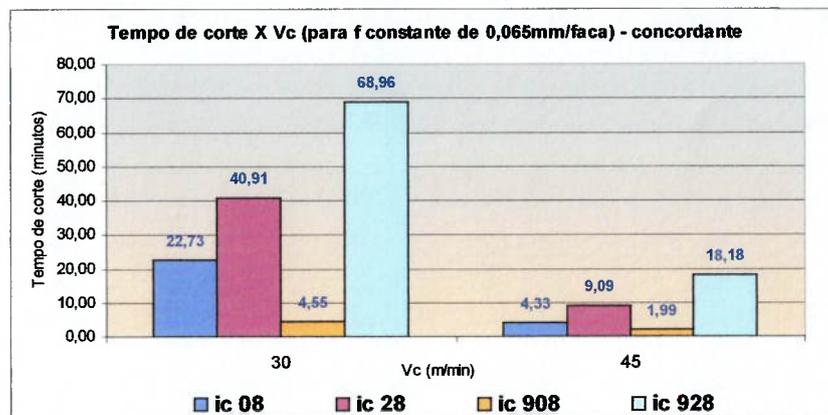


Figura 4.1.7 – Tempo de corte em função da velocidade de corte para avanço por faca constante = 0,065 mm/faca e estratégia concordante.

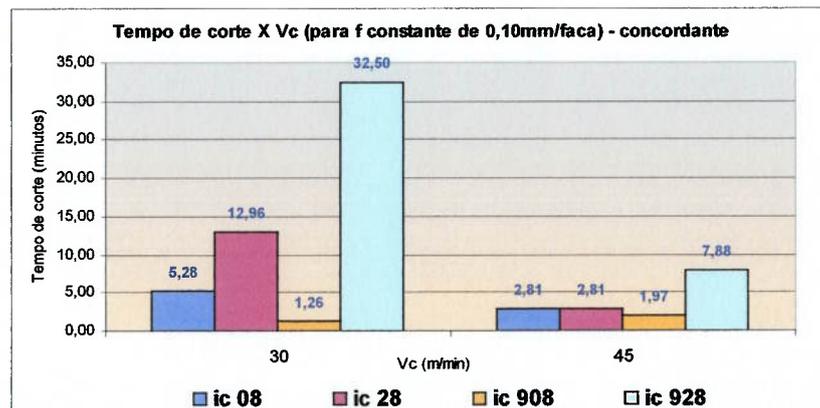


Figura 4.1.8 – Tempo de corte em função da velocidade de corte para avanço por faca constante = 0,1 mm/faca e estratégia concordante.

#### 4.1.1 Discussão dos resultados da etapa 1

As tabelas 4.1.1.1, 4.1.1.2 e 4.1.1.3 apresentam os resultados comparativos dos gráficos apresentados em 4.1.

Tabela 4.1.1.1 – Avaliação do tempo de corte para os ensaios realizados com velocidade de corte constante em ambas as estratégias (discordante e concordante).

<b>Velocidade de corte constante</b>				
<i>Para Vc de 30m/min - discordante</i>				
Classe	f = 0,065 mm/faca	f = 0,1 mm/faca	Delta f (%)	Delta f médio
IC 08	13,64	2,95	-78,37	-77,59
IC 28	18,18	2,95	-83,77	
IC 908	17,33	2,22	-87,19	
IC 928	22,73	8,86	-61,02	
<i>Para Vc de 45m/min - discordante</i>				
Classe	f = 0,065 mm/faca	f = 0,1 mm/faca	Delta f (%)	Delta f médio
IC 08	4,76	1,97	-58,61	-71,41
IC 28	30,3	1,13	-96,27	
IC 908	4,76	1,13	-76,26	
IC 928	4,33	1,97	-54,50	
<i>Para Vc de 30m/min - Concordante</i>				
Classe	f = 0,065 mm/faca	f = 0,1 mm/faca	Delta f (%)	Delta f médio
IC 08	22,73	5,28	-76,77	-68,00
IC 28	40,91	12,26	-70,03	
IC 908	4,55	1,26	-72,31	
IC 928	68,96	32,5	-52,87	
<i>Para Vc de 45m/min - Concordante</i>				
Classe	f = 0,065 mm/faca	f = 0,1 mm/faca	Delta f (%)	Delta f médio
IC 08	4,33	2,81	-35,10	-32,36
IC 28	9,09	2,81	-69,09	
IC 908	1,99	1,97	-1,01	
IC 928	10,4	7,88	-24,23	

Tabela 4.1.1.2 – Avaliação do tempo de corte para os ensaios realizados com avanço por faca constante em ambas as estratégias (discordante e concordante).

<b>Avanço por faca constante</b>				
<i>Para f de 0,065mm/faca - discordante</i>				
Classe	Vc=30 m/min	Vc=45 m/min	Delta Vc (%)	Delta vc médio
IC 08	13,64	4,76	-65,10	-75,47
IC 28	18,18	3,03	-83,33	
IC 908	17,33	4,46	-74,26	
IC 928	22,73	4,73	-79,19	
<i>Para f de 0,1mm/faca - discordante</i>				
Classe	Vc=30 m/min	Vc=45 m/min	Delta Vc (%)	Delta vc médio
IC 08	2,95	1,97	-33,22	-55,44
IC 28	2,95	1,13	-61,69	
IC 908	2,22	1,13	-49,10	
IC 928	8,86	1,97	-77,77	
<i>Para f de 0,065mm/faca - concordante</i>				
Classe	Vc=30 m/min	Vc=45 m/min	Delta Vc (%)	Delta vc médio
IC 08	22,73	4	-82,40	-72,52
IC 28	40,91	9,09	-77,78	
IC 908	4,55	1,99	-56,26	
IC 928	68,96	18,18	-73,64	
<i>Para f de 0,1mm/faca - concordante</i>				
Classe	Vc=30 m/min	Vc=45 m/min	Delta Vc (%)	Delta vc médio
IC 08	5,28	2,81	-46,78	-36,13
IC 28	12,96	2,81	-78,32	
IC 908	1,26	1,97	56,35	
IC 928	32,5	7,88	-75,75	

Tabela 4.1.1.3– Avaliação da mudança de estratégia sob as mesmas condições de corte (avanço por faca e velocidade de corte).

<b>Mudança de discordante para concordante</b>			
<i>Para Vc de 30m/min e 0,065 mm/faca</i>			
Classe	Discordante	Concordante	Delta (%)
IC 08	13,64	22,73	66,64
IC 28	18,18	40,91	125,03
IC 908	17,33	4,55	-73,74
IC 928	22,73	68,96	203,39
<i>Para Vc de 45m/min e 0,065 mm/faca</i>			
Classe	Discordante	Concordante	Delta (%)
IC 08	4,76	4,33	-9,03
IC 28	30,3	9,09	-70,00
IC 908	4,76	1,99	-58,19
IC 928	4,33	10,4	140,18
<i>Para Vc de 30m/min e 0,1 mm/faca</i>			
Classe	Discordante	Concordante	Delta (%)
IC 08	13,64	22,73	66,64
IC 28	18,18	40,91	125,03
IC 908	17,33	4,55	-73,74
IC 928	22,73	68,96	203,39
<i>Para Vc de 45m/min e 0,1 mm/faca</i>			
Classe	Discordante	Concordante	Delta (%)
IC 08	1,97	2,81	42,64
IC 28	1,13	2,81	148,67
IC 908	1,13	1,97	74,34
IC 928	1,97	7,88	300,00

A partir da tabela 4.1.1.1 é possível avaliar que o aumento do avanço por faca na estratégia discordante teve maior influência no resultado do tempo de corte que o aumento desta mesma grandeza na estratégia concordante. A mudança do avanço por faca na velocidade mais alta teve menor influência que a mudança do avanço por faca sob velocidade mais baixa.

A partir da tabela 4.1.1.2 é possível avaliar que o aumento da velocidade de corte na estratégia discordante teve maior influência no resultado do tempo de corte que o aumento desta mesma grandeza na estratégia concordante. A mudança de velocidade de corte para o avanço mais baixo teve maior influência no tempo de corte que o aumento desta mesma grandeza para o avanço mais alto.

A partir da tabela 4.1.1.3 é possível avaliar que há predominantemente um aumento do tempo de corte com a mudança da estratégia, de discordante para concordante.

Realizando-se uma análise conjunta de todas as tabelas, é possível afirmar que o aumento da velocidade de corte teve uma maior participação no desgaste da ferramenta,

visto que o patamar de análise do delta para velocidades mais altas é menor em todos os casos. A avaliação do delta  $v_c$  ou do delta  $f$  apenas registra uma avaliação percentual entre dois pontos sem que se observe o valor efetivo da grandeza. Em resumo, do ponto de vista fenomenológico, o Inconel 625 é um material altamente resistente ao calor, portanto, a ferramenta e o fluido de corte ficam incumbidos de dissipar a maior parte do calor gerado no processo. Comparativamente, possuindo o fluido de corte uma capacidade finita de remoção de calor, um processo com maior geração de calor e mesma capacidade de extração deste implica numa taxa de desgaste da ferramenta maior. Velocidades de corte maiores representam taxas de deformação e cisalhamento maiores, conseqüentemente com temperaturas também maiores. Além disso, o aumento do avanço por dente representa uma maior espessura do cavaco, que é deformada e cisalhada, quantitativamente também há maior geração de calor nesse caso. Na usinagem de aços carbono, essa maior geração de calor é dissipada por um cavaco com maior seção, o que não ocorre para o Inconel 625 devido às suas propriedades refratárias.

Os aspectos que envolvem a melhoria no tempo de vida da ferramenta com a mudança de estratégia de discordante para concordante estão baseadas nas seguintes hipóteses:

1° Durante o início do corte, ocorre para a estratégia discordante um acentuado aumento de resistência mecânica (como tradução de work-harden) devido às altas taxas de deformação impostas para que a ferramenta supere o limite de resistência ao cisalhamento do material e penetre no mesmo;

2° Ainda para o início do corte na estratégia discordante, ocorre uma forte abrasão de superfície devido à presença de carbonetos e fases secundárias no material que será imediatamente cortado. Entretanto, para a estratégia concordante ocorrerá um impacto uma vez que a seção do cavaco neste caso não será nula. A minimização deste efeito ocorre pela adequação da linha de centro da ferramenta em relação à largura que esta sendo cortada, para que a evolução da penetração da ferramenta ocorra de maneira a proteger a região mais fragilizada da ferramenta, ou seja a aresta de corte;

3° A temperatura da ponta da ferramenta aumenta devido a característica refratária do material para ambas as estratégias, uma vez que esta região será aquela de menor eficiência da extração do calor, independente da formação de ciclos térmicos;

4° Após a penetração da ferramenta, o cavaco passa a se formar de maneira cíclica e sua deformação ocorrerá numa região muito próxima da aresta de corte primária, seguido de adesão sob as superfícies de saída e de folga;

5° Com a adesão do material na intersecção de ambas as superfícies de saída e de folga, ocorre a mudança de geometria da aresta cortante além da formação de pontos de estagnação durante a deformação do material, levando à uma perturbação do fluxo de deformação que ocorre tanto na zona de cisalhamento bem como nas adjacências desta;

6° A evolução do processo irá causar o arrancamento de partículas da aresta de corte tanto na direção da superfície de folga quanto na de saída, devido às forças de adesão entre o material que está sendo cortado e o material da ferramenta de corte, que a partir do acentuado aumento de temperatura, tem a força de coesão de sua estrutura atômica reduzida, levando ao arrancamento cíclico de grãos;

7° Abrasão em ambas as superfícies de folga e de saída nas regiões adjacentes àquelas onde ocorreu a adesão, devido aos carbonetos presentes do material que está escoando sobre a superfície;

8° Oxidação ocorre na região do final da profundidade de corte devido a presença de oxigênio, calor e  $H_2O$ . Estes fatores são causadores da oxidação das superfícies em contato, ou seja, da aresta de corte e do cavaco formado (além de uma parcela que permanece solidária à peça). Desta oxidação resulta uma parcela do entalhe formado nesta mesma região da ferramenta de corte;

9° Durante o final do corte, para a estratégia discordante, ocorrerá uma região na qual o cavaco formado terá uma seção transversal maior que aquela da entrada corte. Devido à alta resistência à tração e alongamento do material sob altas temperaturas, desenvolve-se na saída do corte um aumento acentuado das componentes da força de usinagem devido ao alongamento do cavaco sob alta temperatura e considerável seção transversal. Tal efeito irá acelerar o desgaste uma vez que o rompimento da seção transversal do cavaco pelo tracionamento e alongamento no final do corte causa uma perturbação dinâmica na

ferramenta, gerando microlascamento. Para a estratégia concordante, o final do corte tenderá à um aumento das taxas de desgaste devido ao atrito interno, uma vez que a ferramenta já encontra-se dentro do material. Esta condição também garante que as altas tensões necessárias durante a entrada do corte não sejam necessárias em sua totalidade para o corte de uma mesma seção transversal, uma vez que a ferramenta já está dentro do material.

As fotografias realizadas para a primeira fase do trabalho são apresentadas de 4.1.1.1 à 4.1.1.61, ilustrando as conclusões citadas acima.

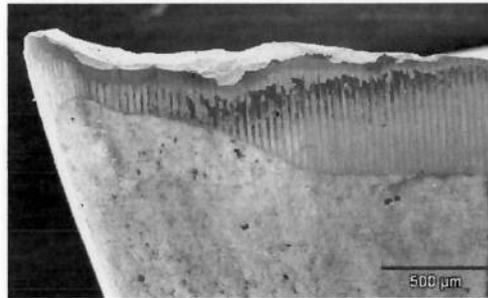


Figura 4.1.1.1 – Microscopia eletrônica do desgaste no ensaio 1 (50X).

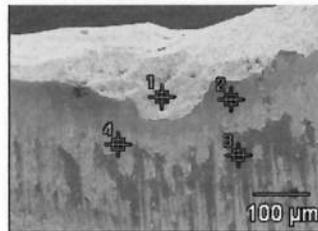


Figura 4.1.1.2 – Localização da sonda EDS no desgaste no ensaio 1 (200X).

Os pontos indicados são as regiões onde a varredura foi feita para avaliação da composição química provável presente no espectro. As figuras 4.1.1.3 a 4.1.1.6 apresentam os resultados desta varredura.

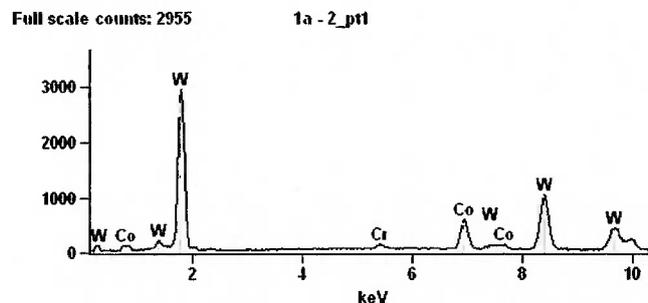


Figura 4.1.1.3 – Composição química provável do ponto 1 da figura 4.1.1.2.

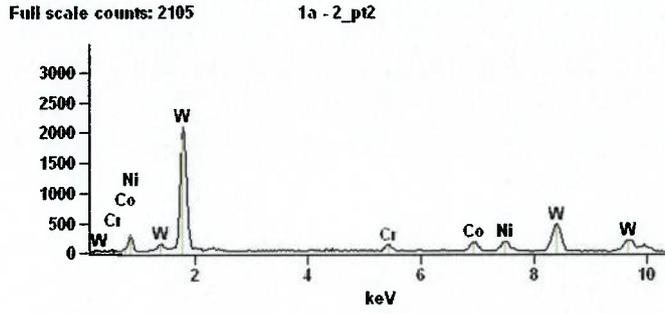


Figura 4.1.1.4 – Composição química provável do ponto 2 da figura 4.1.1.2.

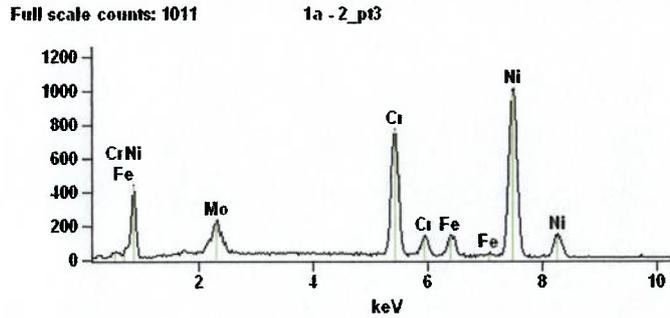


Figura 4.1.1.5 – Composição química provável do ponto 3 da figura 4.1.1.2.

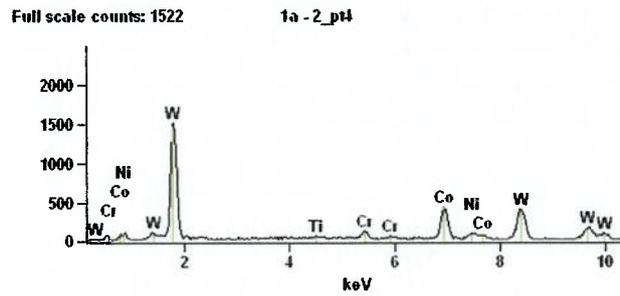


Figura 4.1.1.6 – Composição química provável do ponto 4 da figura 4.1.1.2.



Figura 4.1.1.7 – Localização da sonda EDS no desgaste no ensaio 3 (40X).

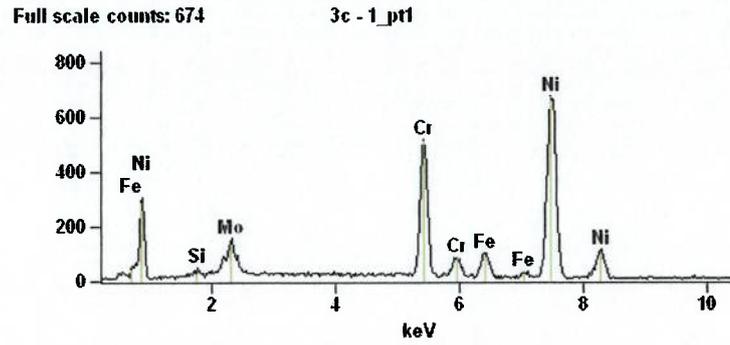


Figura 4.1.1.8– Composição química provável do ponto 1 da figura 4.1.1.7.

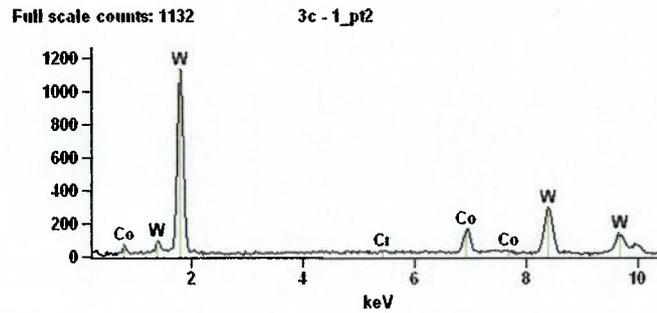


Figura 4.1.1.9 – Composição química provável do ponto 2 da figura 4.1.1.7.

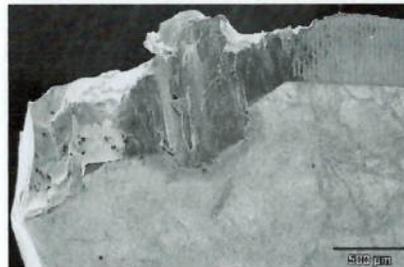


Figura 4.1.1.10 – Microscopia eletrônica do desgaste no ensaio 4 (40X).

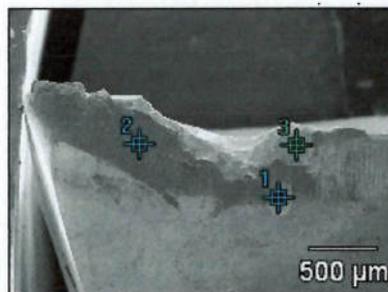


Figura 4.1.1.11 – Localização da sonda EDS no desgaste no ensaio 5 (40X).

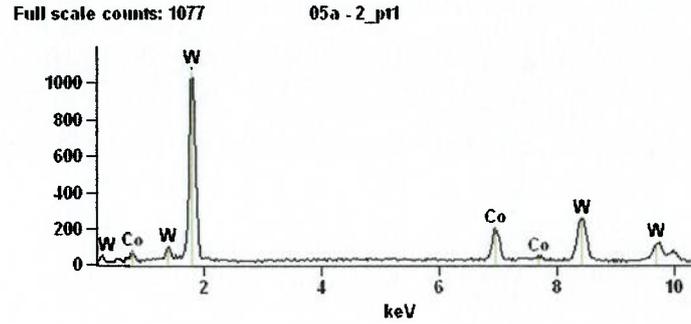


Figura 4.1.1.12– Composição química provável do ponto 1 da figura 4.1.1.11.

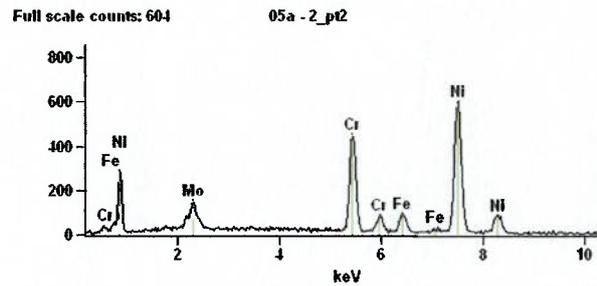


Figura 4.1.1.13 – Análise química provável do ponto 2 da figura 4.1.1.11.

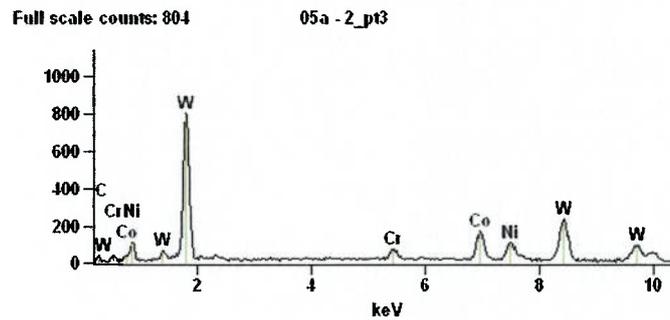


Figura 4.1.1.14 – Análise química provável do ponto 3 da figura 4.1.1.11.

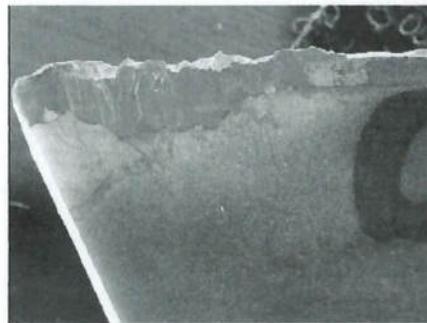


Figura 4.1.1.15 – Microscopia eletrônica do desgaste no ensaio 9 (20X).

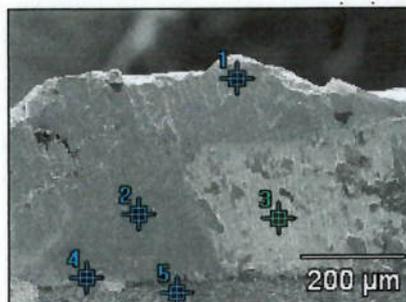


Figura 4.1.1.16 – Localização da sonda EDS no desgaste no ensaio 9 (150X).

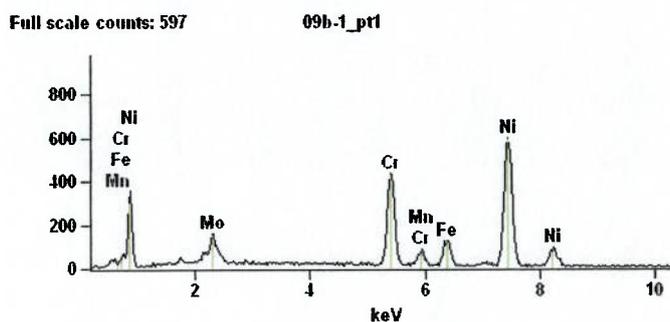


Figura 4.1.1.17 – Composição química provável do ponto 1 da figura 4.1.1.16.

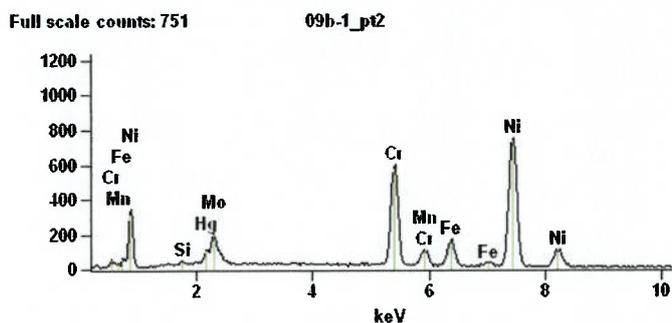


Figura 4.1.1.18 – Composição química provável do ponto 2 da figura 4.1.1.16.

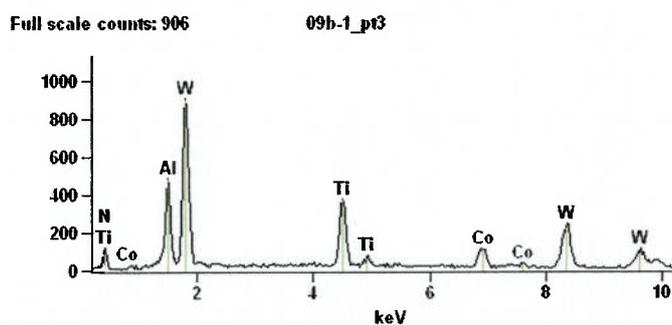


Figura 4.1.1.19 – Composição química provável do ponto 3 da figura 4.1.1.16.

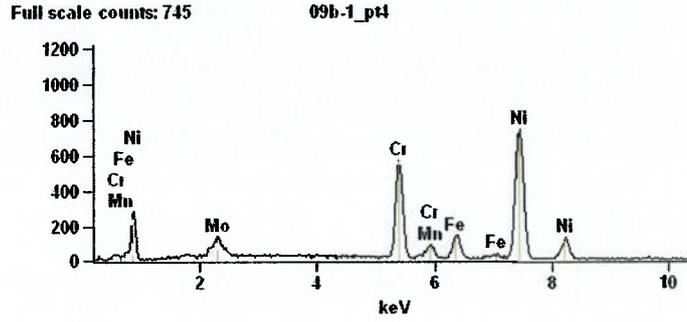


Figura 4.1.1.20 – Composição química provável do ponto 4 da figura 4.1.1.16.

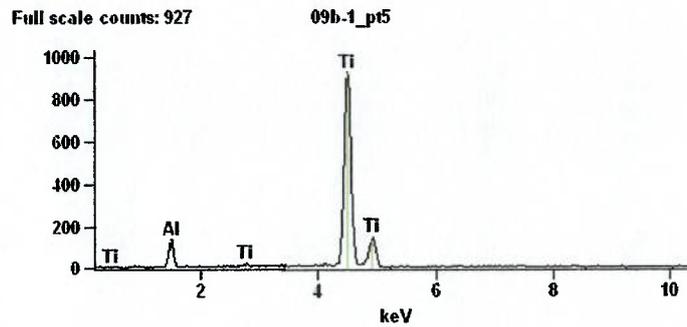


Figura 4.1.1.21 – Análise química provável do ponto 5 da figura 4.1.1.16.

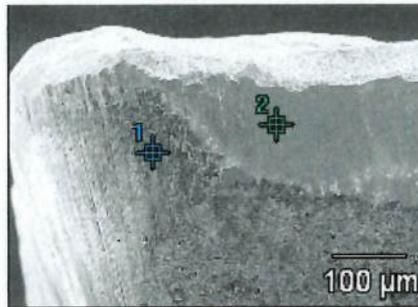


Figura 4.1.1.22 – Localização da sonda EDS no desgaste no ensaio 13 (200X).

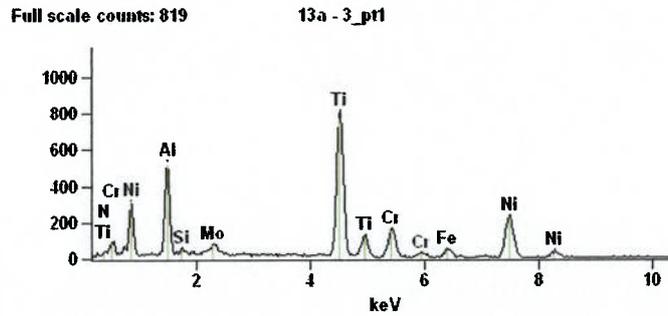


Figura 4.1.1.23 – Composição química provável do ponto 1 da figura 4.1.1.22.

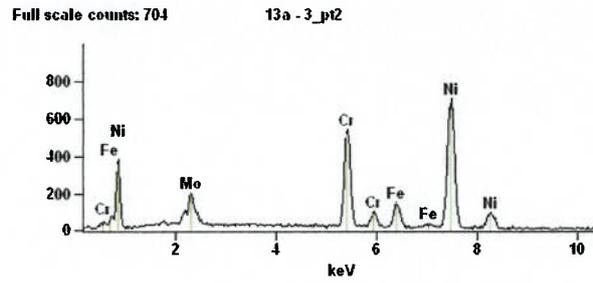


Figura 4.1.1.24 – Composição química provável do ponto 2 da figura 4.1.1.22.



Figura 4.1.1.25 – Localização da sonda EDS no desgaste no ensaio 13 (400X).

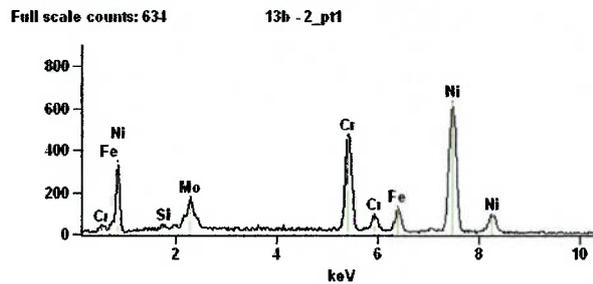


Figura 4.1.1.26 – Composição química provável do ponto 1 da figura 4.1.1.25.

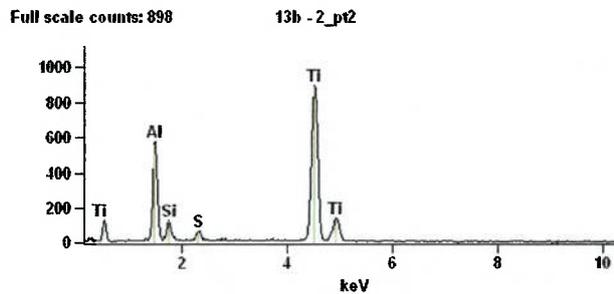


Figura 4.1.1.27 – Composição química provável do ponto 2 da figura 4.1.1.25.

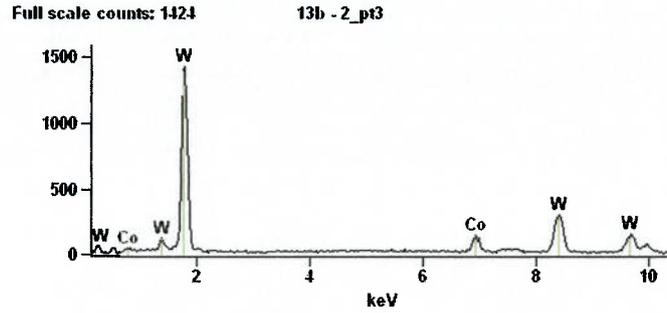


Figura 4.1.1.28 – Composição química provável do ponto 3 da figura 4.1.1.25.

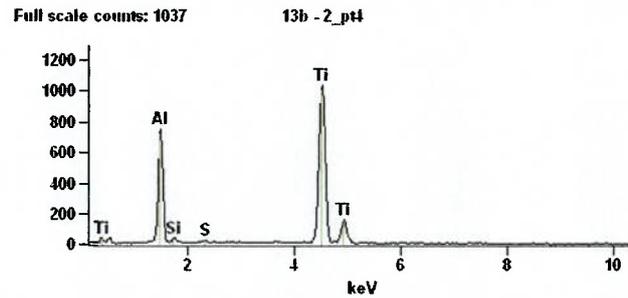


Figura 4.1.1.29 – Composição química provável do ponto 4 da figura 4.1.1.25.

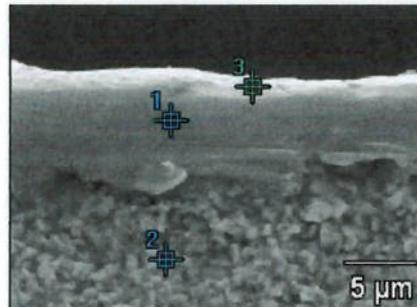


Figura 4.1.1.30 – Localização da sonda EDS no desgaste no ensaio 14 (4000X).

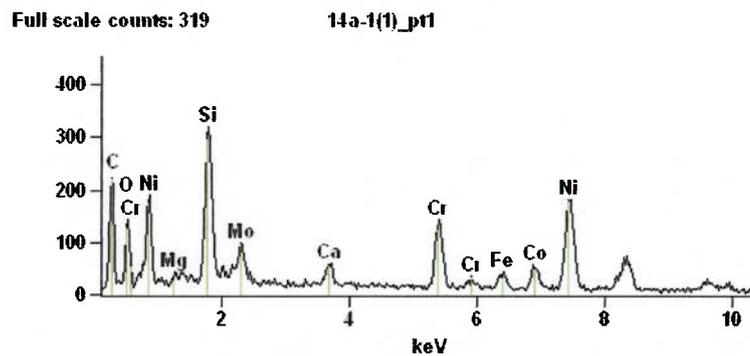


Figura 4.1.1.31 – Composição química provável do ponto 1 da figura 4.1.1.30.

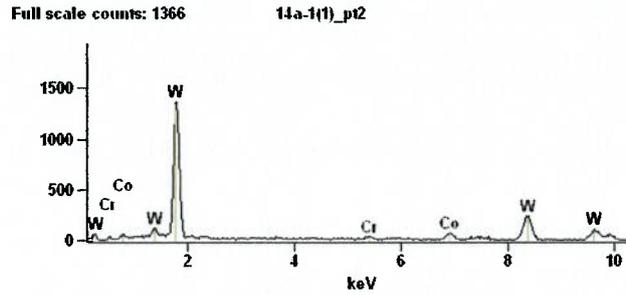


Figura 4.1.1.32 – Composição química provável do ponto 2 da figura 4.1.1.30.

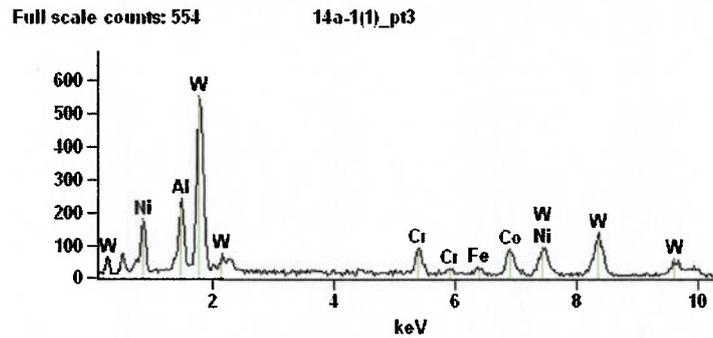


Figura 4.1.1.33 – Composição química provável do ponto 3 da figura 4.1.1.30.

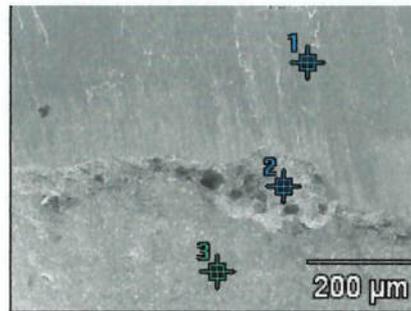


Figura 4.1.1.34 – Localização da sonda EDS no desgaste no ensaio 15 (400X).

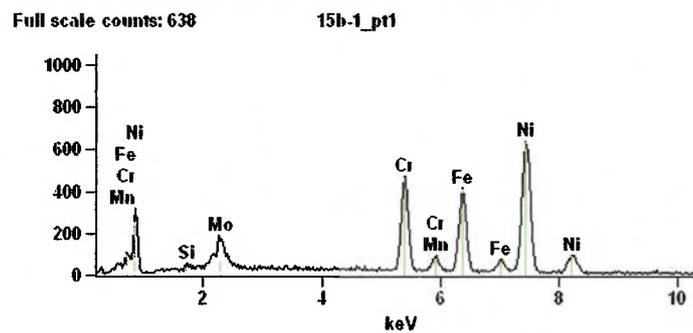


Figura 4.1.1.35 – Composição química provável do ponto 1 da figura 4.1.1.34.

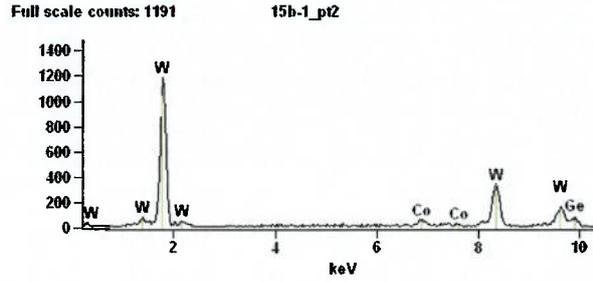


Figura 4.1.1.36 – Composição química provável do ponto 2 da figura 4.1.1.34.

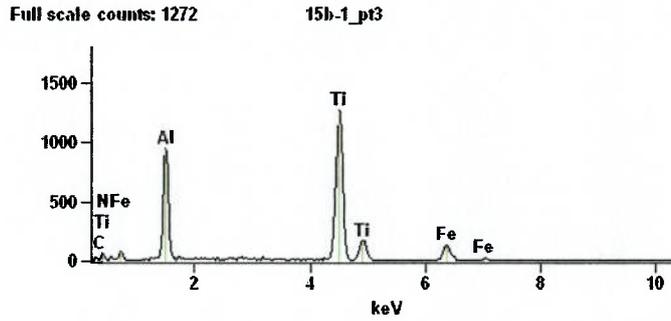


Figura 4.1.1.37 – Composição química provável do ponto 3 da figura 4.1.1.34.

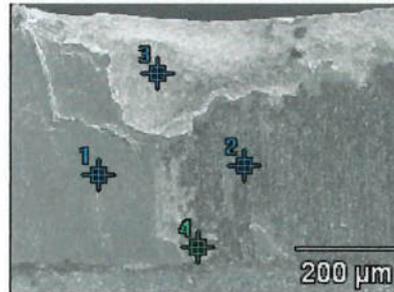


Figura 4.1.1.38 – Localização da sonda EDS no desgaste no ensaio 16 (150X).

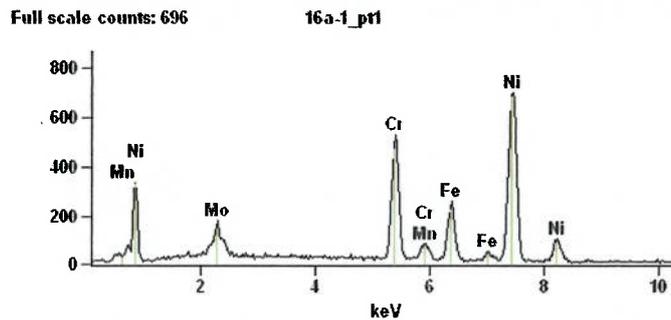


Figura 4.1.1.39 – Composição química provável do ponto 1 da figura 4.1.1.38.

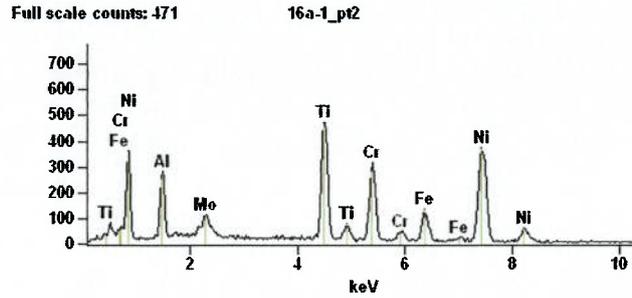


Figura 4.1.1.40 – Composição química provável do ponto 2 da figura 4.1.1.38.

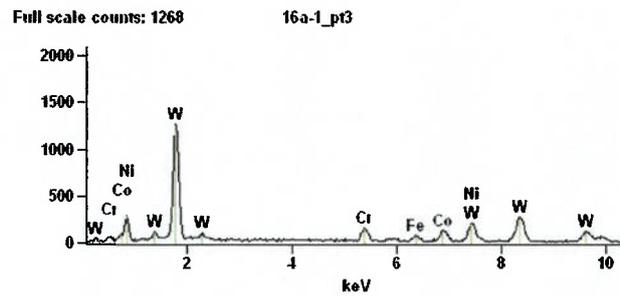


Figura 4.1.1.41 – Composição química provável do ponto 3 da figura 4.1.1.38.

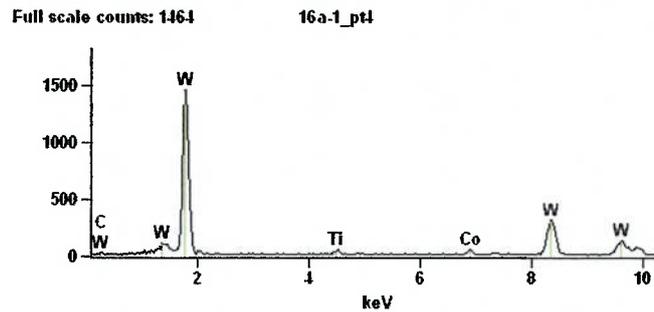


Figura 4.1.1.42 – Composição química provável do ponto 3 da figura 4.1.1.38.

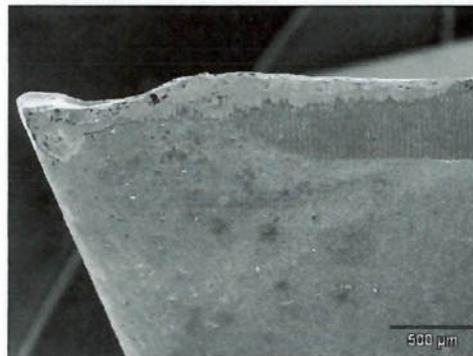


Figura 4.1.1.43 – Microscopia eletrônica do desgaste no ensaio 29 (40X).

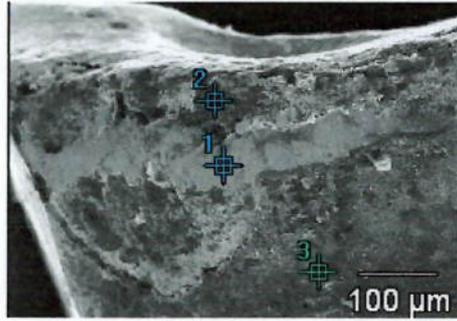


Figura 4.1.1.44 – Localização da sonda EDS no desgaste no ensaio 29 (40X).

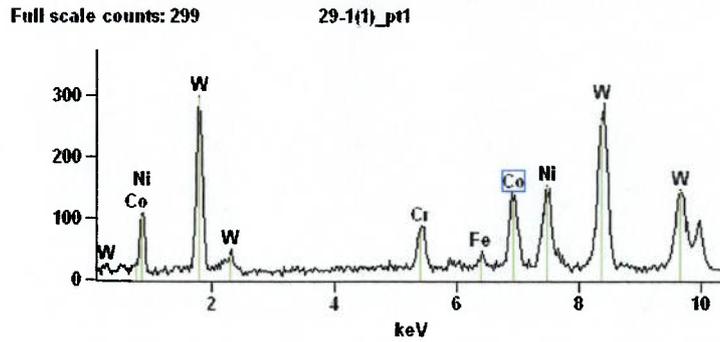


Figura 4.1.1.45 – Composição química provável do ponto 1 da figura 4.1.1.44.

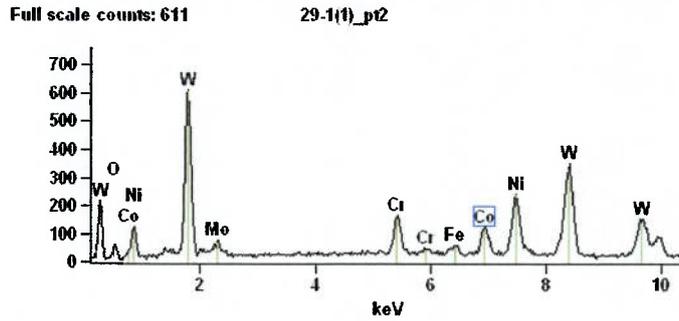


Figura 4.1.1.46 – Composição química provável do ponto 2 da figura 4.1.1.44.

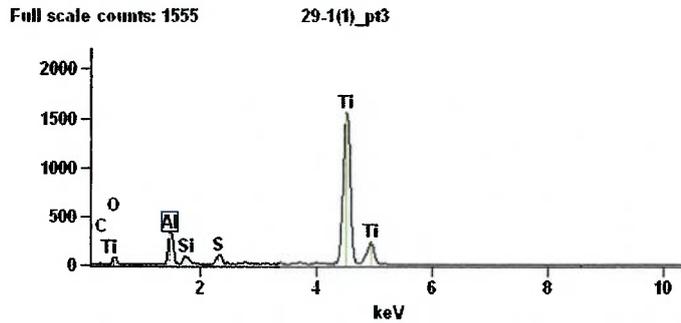


Figura 4.1.1.47 – Composição química provável do ponto 3 da figura 4.1.1.44.



Figura 4.1.1.48 – Microscopia eletrônica do desgaste no ensaio 29 (40X).

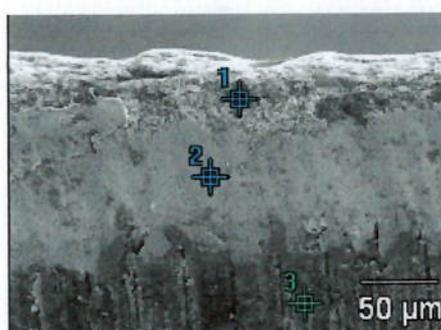


Figura 4.1.1.49 – Localização da sonda EDS no desgaste no ensaio 29 (400X).

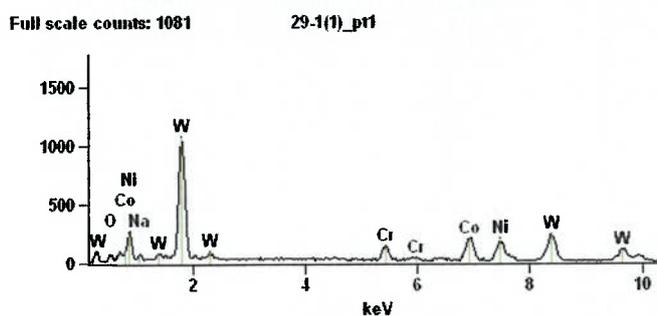


Figura 4.1.1.50 – Composição química provável do ponto 1 da figura 4.1.1.49.

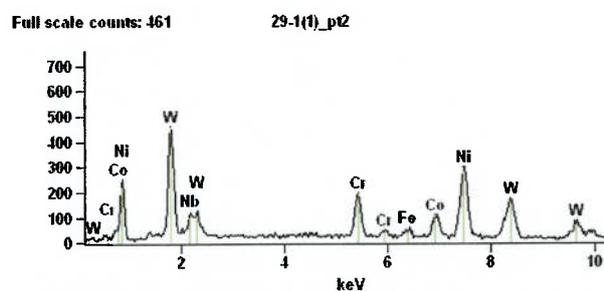


Figura 4.1.1.51 – Composição química provável do ponto 2 da figura 4.1.1.49.

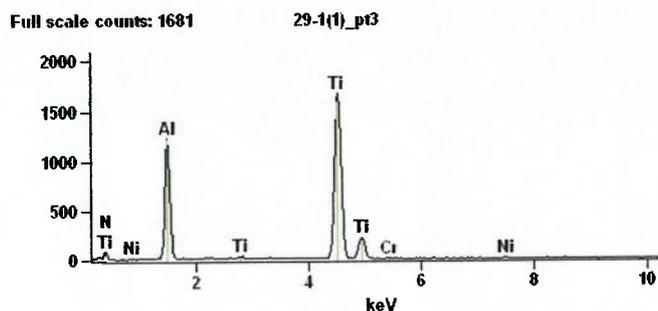


Figura 4.1.1.52 – Composição química provável do ponto 3 da figura 4.1.1.49.

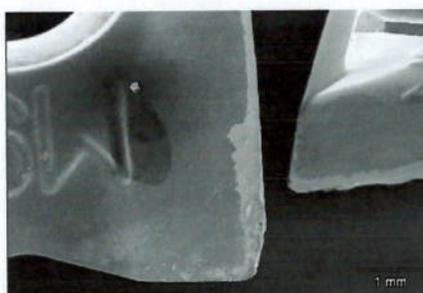


Figura 4.1.1.53 – Microscopia eletrônica do desgaste no ensaio 29 (18X).

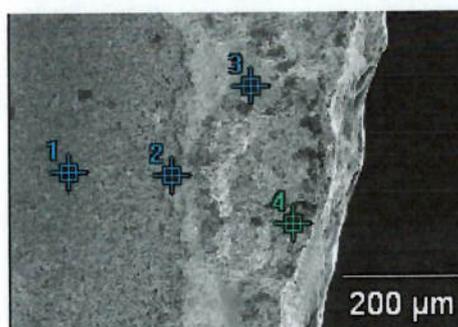


Figura 4.1.1.54 – Localização da sonda EDS no desgaste no ensaio 29 (ampliação 150X).

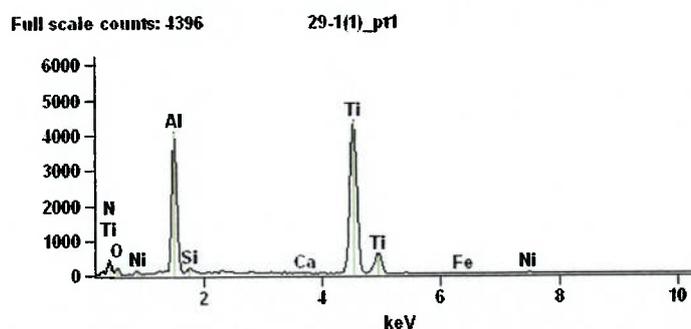


Figura 4.1.1.55 – Composição química provável do ponto 1 da figura 4.1.1.54.

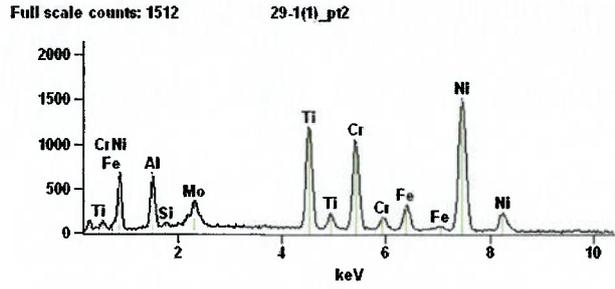


Figura 4.1.1.56 – Composição química provável do ponto 2 da figura 4.1.1.54.

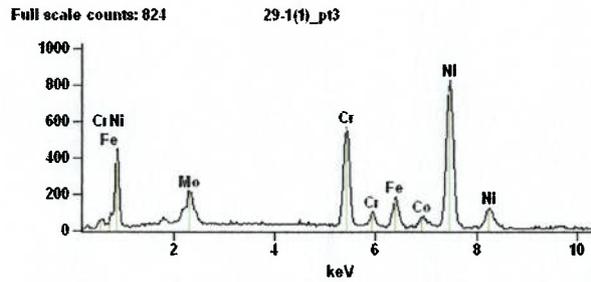


Figura 4.1.1.57 – Composição química provável do ponto 3 da figura 4.1.1.54.

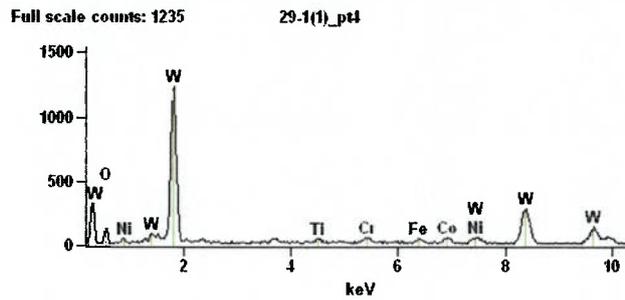


Figura 4.1.1.58 – Composição química provável do ponto 4 da figura 4.1.1.54.

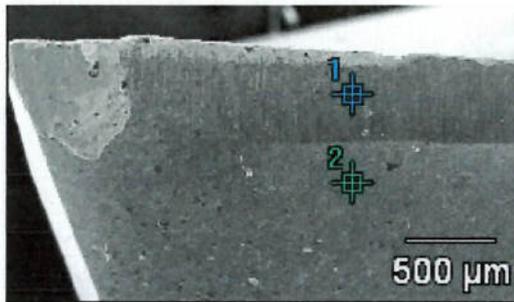


Figura 4.1.1.59 – Localização da sonda EDS no desgaste no ensaio 30 (30X).

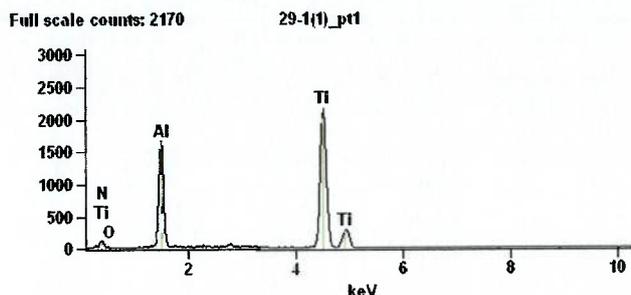


Figura 4.1.1.60 – Composição química provável do ponto 1 da figura 4.1.1.59.

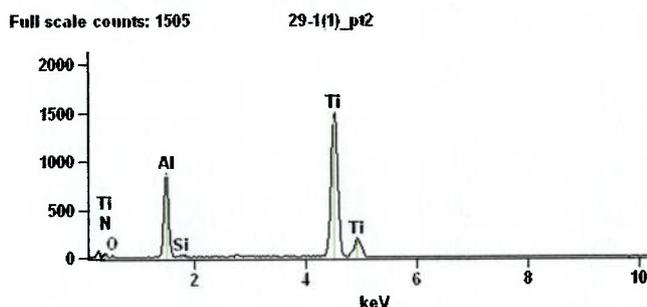


Figura 4.1.1.61 – Composição química provável do ponto 2 da figura 4.1.1.59.

Uma importante avaliação realizada durante esta fase, foi o aspecto do cavaco formado. As figuras 4.1.1.62 à 4.1.1.71 apresentam o cavaco formado em dez condições de corte distintas.

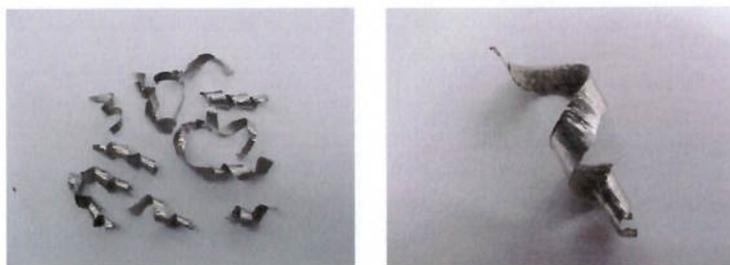


Figura 4.1.1.62 – Cavaco do ensaio 9.  $V_c = 30\text{m/min}$ ,  $f_z = 0,065\text{mm/faca}$  - discordante.



Figura 4.1.1.63 – Cavaco do ensaio 7.  $V_c = 45\text{ m/min}$ ,  $f_z = 0,065\text{ mm/faca}$  - discordante.

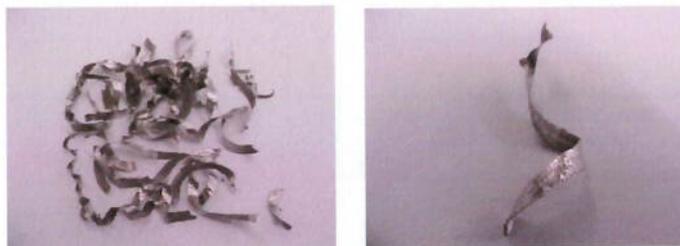


Figura 4.1.1.64 – Cavaco do ensaio 15.  $V_c = 45$  m/min,  $f_z = 0,065$  mm/faca - discordante.

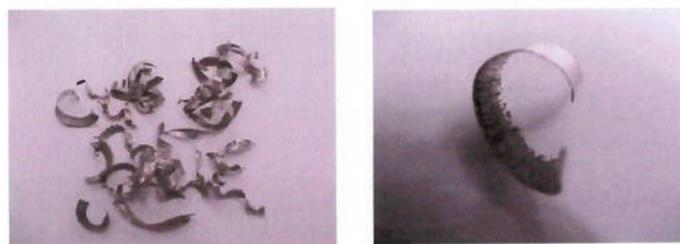


Figura 4.1.1.65 – Cavaco do ensaio 12.  $V_c = 45$  m/min,  $f_z = 0,1$  mm/faca - discordante.



Figura 4.1.1.66 – Cavaco do ensaio 1.  $V_c = 30$  m/min,  $f_z = 0,065$  mm/faca - discordante.

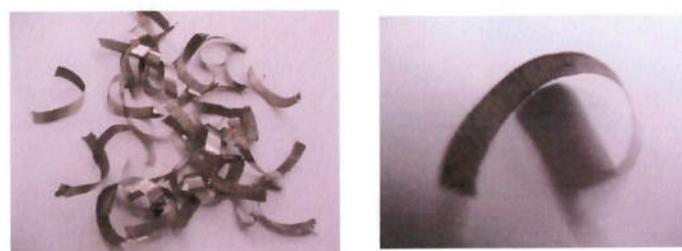


Figura 4.1.1.67 – Cavaco do ensaio 17.  $V_c = 30$  m/min,  $f_z = 0,065$  mm/faca - concordante.



Figura 4.1.1.68 – Cavaco do ensaio 19.  $V_c = 45$  m/min,  $f_z = 0,065$  mm/faca - concordante.  
(página anterior)

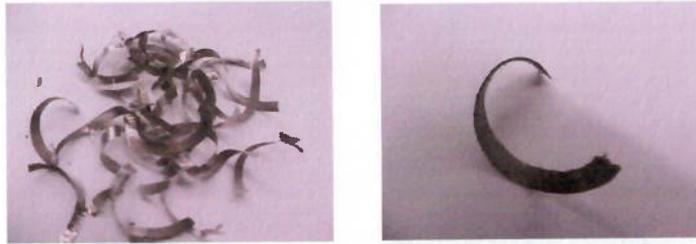


Figura 4.1.1.69 – Cavaco do ensaio 23.  $V_c = 45$  m/min,  $f_z = 0,065$  mm/faca - concordante.



Figura 4.1.1.70 – Cavaco do ensaio 31.  $V_c = 45$  m/min,  $f_z = 0,065$  mm/faca - concordante.

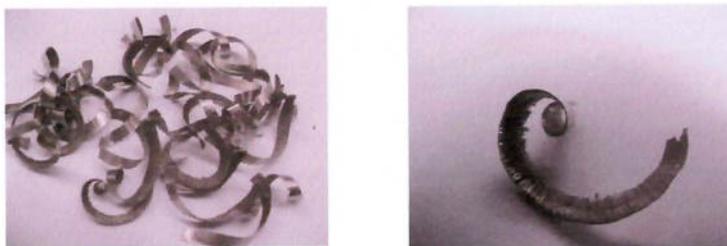


Figura 4.1.1.71 – Cavaco do no ensaio 22.  $V_c = 30$  m/min,  $f_z = 0,1$  mm/faca - concordante.

Da análise dos resultados gráficos junto das imagens apresentadas em 4.1.1.1 a 4.1.1.71, foi possível concluir:

1. A utilização de pastilhas intercambiáveis com revestimento de TiAlN proporcionou uma maior vida útil para a ferramenta de corte, uma vez que sua utilização reduz o coeficiente de atrito entre o cavaco e a ferramenta bem como entre a ferramenta e a peça, reduzindo assim a temperatura envolvida na operação;
2. A estratégia concordante teve um resultado percentual médio de aumento de rendimento de aproximadamente 80,33 % em relação à estratégia discordante. Pode-se sugerir que um maior atrito na entrada com tensões trativas na saída (características do corte discordante)

foi seguramente mais prejudicial que as tensões compressivas na entrada do corte (com inevitável impacto) e o fim deste com espessura igual a zero (característica do corte concordante);

3. A utilização de substrato mais tenaz proporcionou uma maior vida útil devido à diminuição do lascamento por aderência seguida de tensões trativas no fim do corte concordante. Este aspecto está voltado à condição de maior tenacidade à fratura que um substrato mais tenaz oferece em relação a um substrato mais duro;

4. Para os 16 primeiros ensaios, com estratégia discordante, os mecanismos de desgaste e as manifestações presentes foram: Adesão seguida de arrancamento de grãos e abrasão em ambas as superfícies de folga e de saída da ferramenta. Houve a formação súbita de entalhe que levou ao colapso da aresta (quebra da ponta) em todos os ensaios realizados com o substrato mais duro (classes IC08 e 908). Para os substratos mais tenazes (IC28 e IC928), houve um entalhe gradual que ocorreu junto com o aumento do desgaste de flanco, porém em uma razão superior a este. A quebra da ponta nos ensaios com esta classe ocorreu somente sob as condições mais severas de velocidade de corte ( $v_c=45\text{m/min}$ );

5. Para os 16 últimos ensaios, com estratégia concordante, os mecanismos de desgaste e as manifestações presentes foram: Adesão seguida de arrancamento de grãos sobre a superfície de saída e de folga seguida de abrasão moderada em ambas as superfícies. A formação súbita de entalhe diminuiu sua intensidade em relação à estratégia discordante. O entalhe também ocorreu de maneira gradual e a quebra da ponta da ferramenta ocorreu somente com o substrato mais duro sob as condições mais severas;

6. Analisando as figuras 4.1.1.16, 4.1.1.25, 4.1.1.34 e 4.1.1.38 é possível afirmar que abaixo da camada de Inconel 625 aderida na superfície de folga, tem-se uma região que onde o revestimento já foi previamente removido pela adesão com arrancamento seguida do fluxo de material sobre este;

7. Analisando a figura 4.1.1.54 é possível afirmar que sobre a superfície de saída, formam-se três regiões distintas (da esquerda para a direita na figura) que possuem as seguintes características:

Região 1 – Região com revestimento preservado (elipse branca na figura 4.1.1.72);

Região 2 – Região mista entre Inconel 625 aderido e o revestimento que sofreu abrasão (elipse verde na figura 4.1.1.72);

Região 3 – Região de aderência plena do Inconel 625 (elipse amarela na figura 4.1.1.72);  
 Região 4 – Região de arrancamento de grão (elipse azul na figura 4.1.1.72);

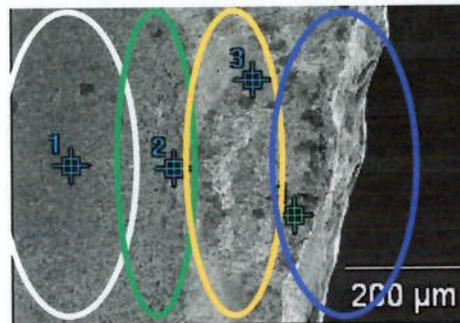


Figura 4.1.1.72 – Reprodução da figura 4.1.1.54 identificando as regiões de desgaste da superfície de saída.

8. Das fotografias do cavaco apresentadas de 4.1.1.62 à 4.1.1.71 é possível afirmar que a formação do mesmo é contínua com forte adesão (levando à aresta postíça de corte). Ocorre visível escoamento lateral de material na formação do mesmo e seu dorso é serrilhado. Não há uma aparente mudança de forma com a mudança dos parâmetros de corte escolhidos, logo os resultados da medição de espessura poderão tratar as condições limite (espessura máxima, mínima e média) para a previsão do ângulo de cisalhamento e espessura média de cavaco, como será visto em 4.4.

9. O cavaco formado na estratégia concordante, para as diversas condições de corte se mostrou com melhor formação que o cavaco para a estratégia discordante. Para esta última, o cavaco apresentou um aspecto de arrancamento de material, enquanto para o oposto, o aspecto foi de fita esbelta com dorso serrilhado, característica de um corte com melhor penetração, evolução e saída do corte.

#### 4.1.2 Análise crítica dos resultados da etapa 1

- A mudança de estratégia de corte (de discordante para concordante) para os substratos mais tenazes teve maior influência na vida da ferramenta que esta mesma mudança para os substratos mais duros, sendo um aumento médio de 41,72% para a classe IC08, 82,18% para a classe IC 28, decréscimo de 32,83% para IC 908 e

aumento de 211,74% para a IC 928. Diante deste resultado, conclui-se que a estratégia concordante é superior para a vida da ferramenta que a estratégia discordante;

- A utilização de pastilhas com revestimento de TiAlN ofereceu em média maior vida útil que a utilização da mesma pastilha sem revestimento. Para o domínio de  $V_c=30\text{m/min}$  e estratégia discordante, há um decréscimo de vida 78,05 % para as classes mais duras (IC08 →IC908) e aumento de 112,68 % para as classes mais tenazes (IC28 →IC928). Para o domínio de  $V_c=45\text{m/min}$  e estratégia discordante, há um decréscimo de vida 21,31 % para as classes mais duras (IC08 →IC908) e decréscimo de 5,68 % para as classes mais tenazes (IC28 →IC928). Entretanto, para a estratégia concordante, há decréscimo de vida 78,05 % para as classes mais duras (IC08 →IC908) e aumento de 116,82 % para as classes mais tenazes (IC28 →IC928). Para esta mesma estratégia e  $V_c=45\text{m/min}$ , há um decréscimo de vida 42,96 % para as classes mais duras (IC08 →IC908) e aumento de 97,41 % para as classes mais tenazes (IC28 →IC928);
- O cavaco formado para a estratégia concordante se mostrou melhor definido, sem aspecto de arrancamento. O cavaco formado para a estratégia discordante evidenciou melhor o perfil serrilhado, condição menos estável para a sua formação;
- A análise EDS realizada evidenciou o mecanismo de desgaste principal – adesão seguido de arrancamento de grão tanto na superfície de folga principal quanto na superfície secundária – e os mecanismos de desgaste secundários são a abrasão mecânica e a formação de entalhe;
- A adesão na aresta principal de corte de corte além de prejudicar o comportamento dinâmico, resultou em aresta postiça de corte;
- A adesão na superfície de saída ocasionou o afastamento da região de abrasão em relação à aresta de corte. Este comportamento preservou a integridade da ferramenta até o momento súbito que o material aderido se desprende, levando consigo grãos da ferramenta;
- A adesão na superfície de folga causou o arrancamento de grão seguido do severo sulcamento da superfície, seja pelos grãos removidos do substrato como dos

carbonetos recém encruados do material da peça. A proteção oferecida pela adesão não ocorreu como na superfície de saída, visto que a degradação desta é visivelmente maior que a da superfície de saída;

- Não foi verificada diferenças significativas em termos de desgaste e/ou consumo de potência quando a usinagem aconteceu sob a camada mais externa do corpo de prova, visto que este visivelmente apresentava aspecto rugoso e irregular. Entretanto, devido às propriedades da superliga, a estrutura da fusão era sempre de apenas um único material, fato que restringe as alterações metalúrgicas que pudessem comprometer o desenvolvimento dos ensaios;
- A melhor condição definida em termos de vida útil do plano experimental foi:  $V_c=30\text{m/min}$ ,  $F_z=0,065\text{mm/faca}$ , concordante, substrato M20-M40 e revestimento de TiAlN, que resultou em uma vida de 68,96 minutos;
- A condição definida como menos adequada dentro do plano experimental foi:  $V_c=45\text{m/min}$ ,  $F_z=0,065\text{mm/faca}$ , concordante, substrato M20-30 sem revestimento, que resultou em uma vida de 1,13 minutos;

#### 4.2 Resultados da etapa 2

O gráfico da figura 4.2.1 apresenta o resultado da etapa 2 dos experimentos, conforme tabela 3.8.2.1.

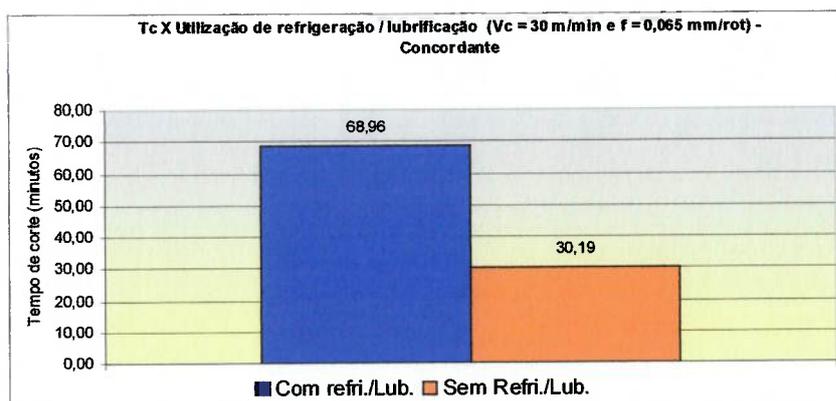


Figura 4.2.1 – Tempo de corte para a melhor estratégia definida na 1ª etapa, utilizando refrigeração/lubrificação e não utilizando refrigeração/lubrificação.

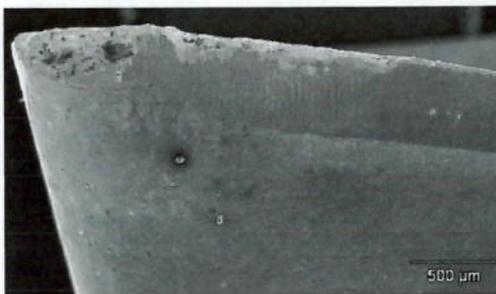


Figura 4.2.2 – Microscopia eletrônica do ensaio 1 (40X). (c/ refrigeração)

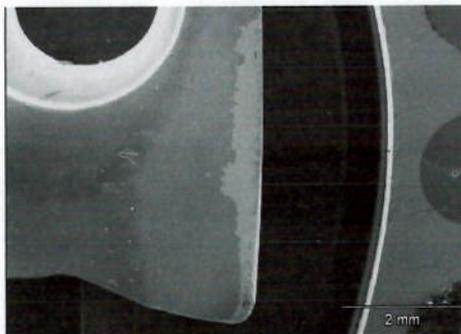


Figura 4.2.3 – Microscopia eletrônica do ensaio 1 (15X). (c/ refrigeração)

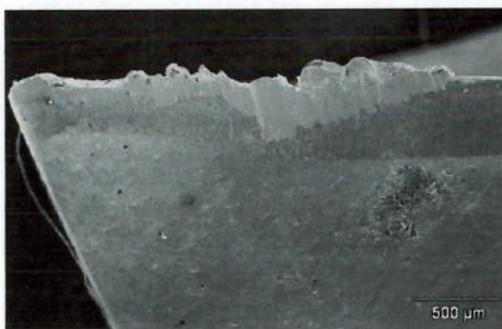


Figura 4.2.4 – Microscopia eletrônica do ensaio 2 (40X). (s/ refrigeração)

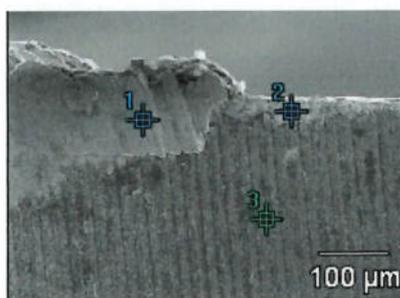


Figura 4.2.5 – Localização da sonda EDS no ensaio 2 (200X). (s/ refrigeração)

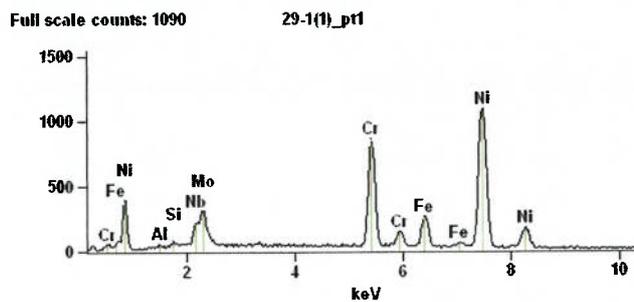


Figura 4.2.6 – Composição química provável do ponto 1 da figura 4.2.5.

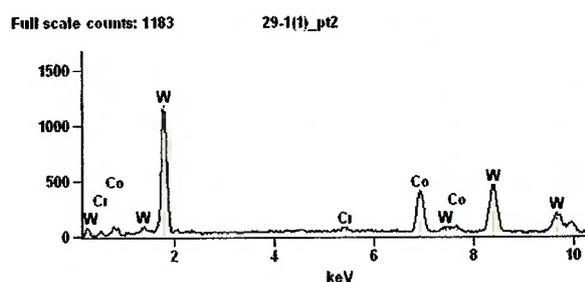


Figura 4.2.7 – Análise química provável do ponto 2 da figura 4.2.5.

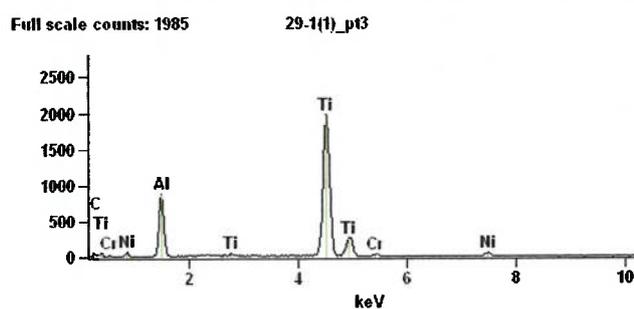


Figura 4.2.8 – Análise química provável do ponto 3 da figura 4.2.5.

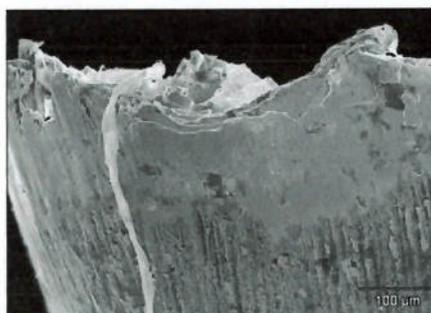


Figura 4.2.9 – Microscopia eletrônica do ensaio 2 (200X) – Detalhe da ponta da ferramenta.

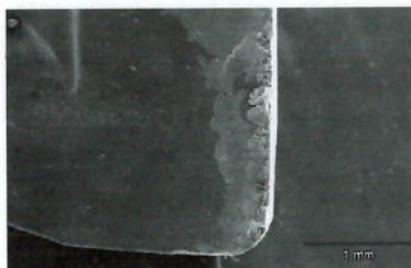


Figura 4.2.10 – Microscopia eletrônica do ensaio 2 (30X).

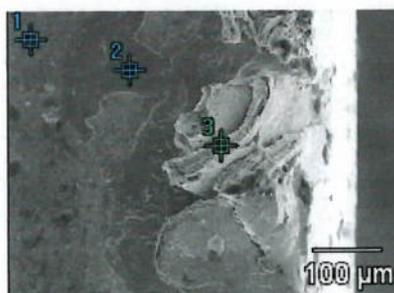


Figura 4.2.11 – Localização da sonda EDS no ensaio 2 (200X).

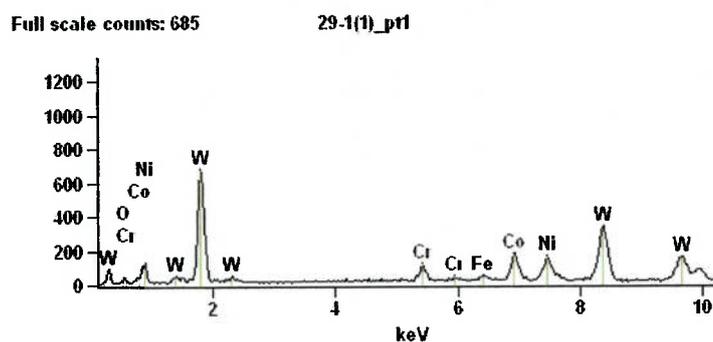


Figura 4.2.12 – Composição química provável do ponto 1 da figura 4.2.11.

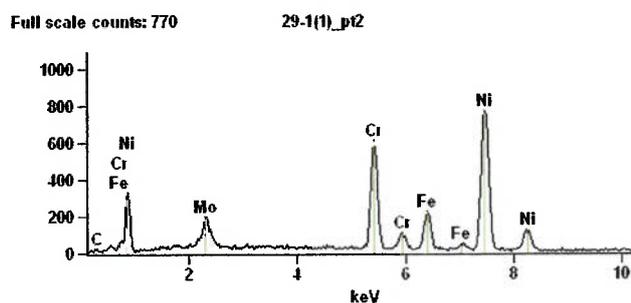


Figura 4.2.13 – Composição química provável do ponto 2 da figura 4.2.11.

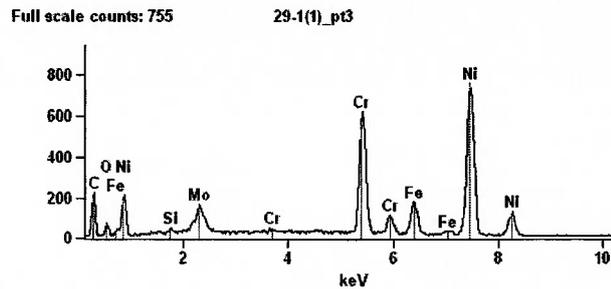


Figura 4.2.14 – Composição química provável do ponto 3 da figura 4.2.11.

#### 4.2.1 Discussão dos resultados da etapa 2

Do gráfico apresentado na figura 4.2.1, foi possível avaliar que houve uma redução de aproximadamente 56% na vida útil das pastilhas intercambiáveis devido à não utilização de fluido refrigerante/lubrificante sob as mesmas condições de corte do melhor ensaio da etapa 1.

Avaliando-se o desgaste a partir das figuras 4.2.2 à 4.2.3, observa-se que em ambos os ensaios, houve adesão do material da peça na superfície de saída e de folga. Entretanto pode ser visto nas figuras 4.2.4 a 4.2.15 que a condição sem refrigeração/lubrificação foi muito mais severa para a adesão.

Pode-se afirmar que a temperatura na região do corte foi mais alta sem a utilização de refrigeração. Logo as forças de coesão dos átomos da ferramenta de corte diminuíram, reduzindo assim a resistência da aresta. Este efeito ocorreu mesmo com a possível diminuição do gradiente térmico gerado no corte interrompido com a utilização de refrigeração.

Será apresentada à frente uma avaliação das taxas de encruamento com e sem refrigeração, para que se possa concluir se o material sofreu algum dano térmico quando este foi submetido à esforços e temperaturas mais altas, condições oferecidas pelo corte sem refrigeração (item 4.5).

Assim, é possível afirmar as seguintes causas para a diminuição do rendimento:

1. Aumento da temperatura na ponta da ferramenta e de toda a aresta em contato, levando à diminuição de sua resistência ao impacto;

2. Aumento da taxa de encruamento do material da peça;
3. Aumento da taxa de adesão da superliga nas superfícies de folga e de saída com subsequente arrancamento de grão;
4. Diminuição da velocidade de escoamento do cavaco sobre a superfície de saída, devido ao maior coeficiente de atrito ativado pela temperatura na interface cavaco ferramenta.

#### 4.2.2 Análise crítica dos resultados da etapa 2

- A eliminação do fluido lubrificante/refrigerante resultou numa diminuição de vida de 56,22%, passando de 68,96 minutos para 30,19 minutos;
- A usinagem da super liga Inconel 625 de perfil refratário, seja pelos carbonetos presentes bem como pela solução sólida que a constitui, não pode ser usinada sem lubrificação / refrigeração, devido ao aumento do atrito bem como pela baixa condutividade térmica baixa da mesma;
- Mesmo com uma possível redução no gradiente térmico proveniente da não utilização de refrigeração, esta condição ofereceu mais energia térmica ao tribossistema formado entre a pastilha e a peça, aproximando a temperatura média daquela que acelera o desgaste por fratura dúctil, condição que por hipótese, degrada o substrato por arrancamento de grão, seja por aderência seguida de destacamento bem como por abrasão entre superfícies;

#### 4.3 Resultados da etapa 3

Seguem abaixo as curvas  $V_b$  x  $T_c$  para as 7 pastilhas intercambiáveis utilizadas na montagem do cabeçote de faceamento.

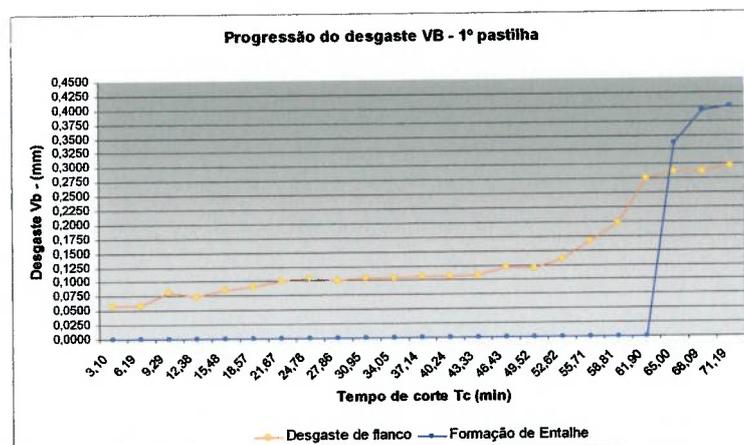


Figura 4.3.1– Desgaste Vb x Tempo de corte Tc para a 1º pastilha. (página anterior)

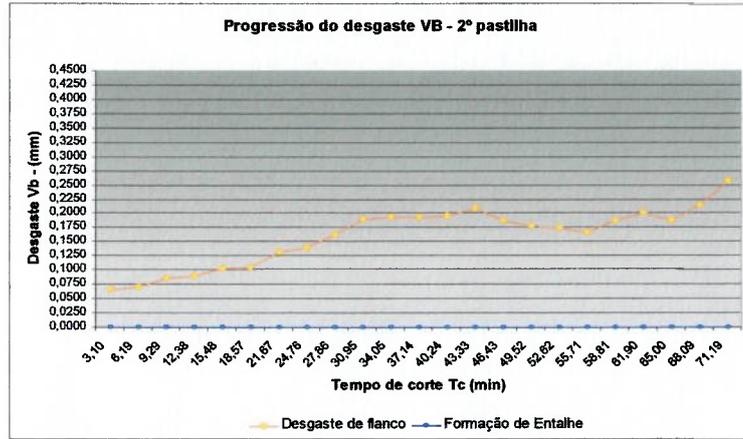


Figura 4.3.2 – Desgaste Vb x Tempo de corte Tc para a 2º pastilha.

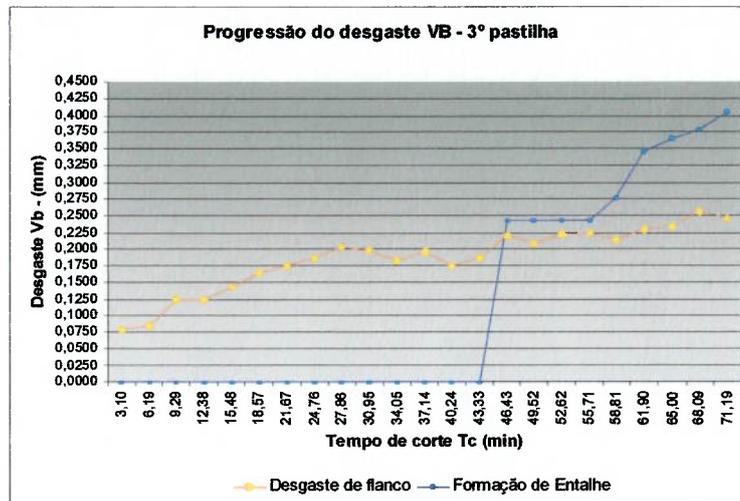


Figura 4.3.3 – Desgaste Vb x Tempo de corte Tc para a 3º pastilha.

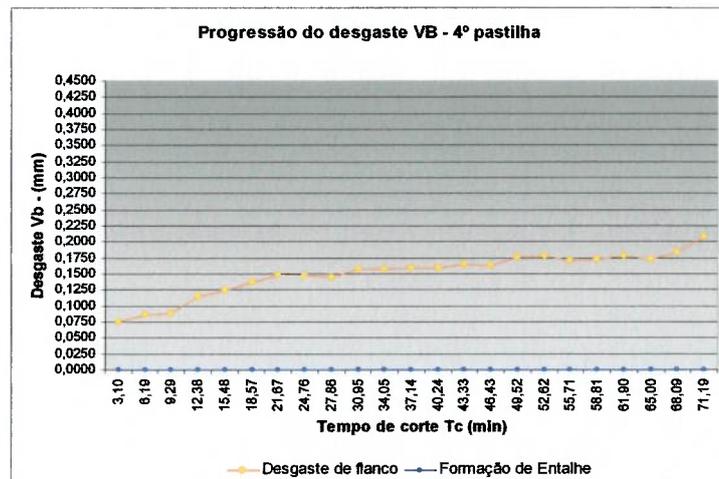


Figura 4.3.4 – Desgaste Vb x Tempo de corte Tc para a 4ª pastilha. (página anterior)

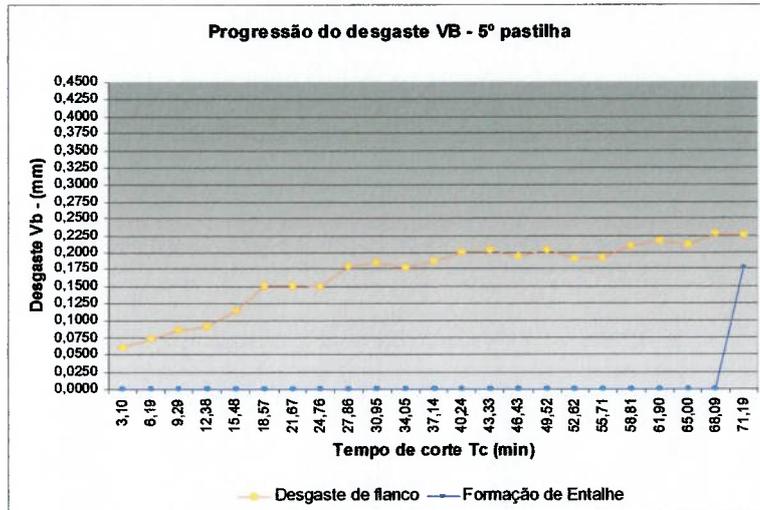


Figura 4.3.5 – Desgaste Vb x Tempo de corte Tc ara a 5ª pastilha.

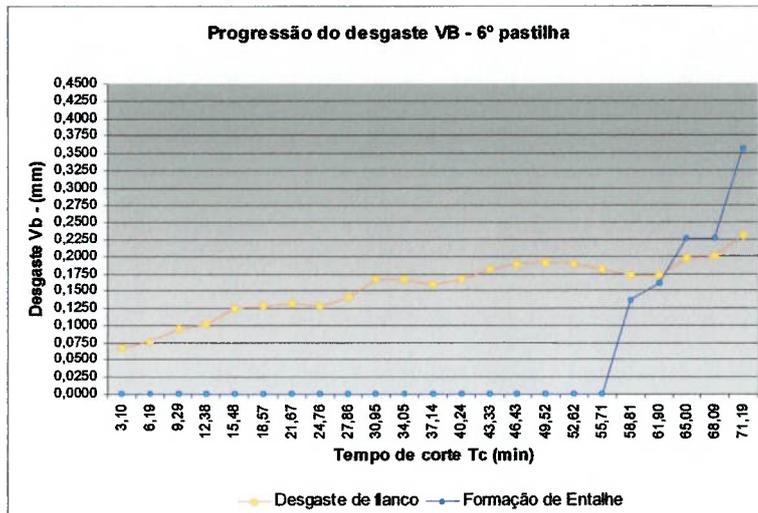


Figura 4.3.6 – Desgaste Vb x Tempo de corte Tc para a 6ª pastilha.

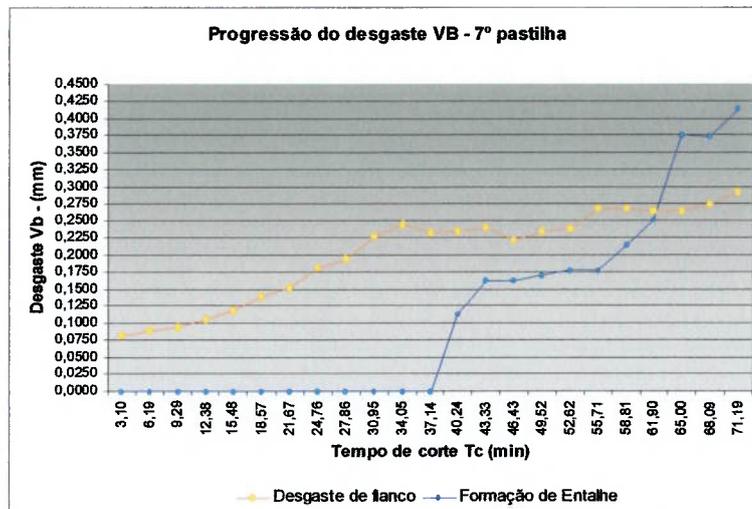


Figura 4.3.7 – Desgaste Vb x Tempo de corte Tc para a 7ª pastilha. (página anterior)

As figuras 4.3.8 e 4.3.10 a seguir apresentam o comportamento da progressão do desgaste Vb e da formação de entalhe de todas as pastilhas intercambiáveis respectivamente.

A figura 4.3.10 apresenta na curva média do desgaste, a curva de desgaste máximo, a curva de desgaste mínimo e para efeito de visualização, uma curva de LIC e LSC tomados como um processo capaz a +/- 3 desvios-padrão de referência. A tabela 4.3.1 apresenta os valores que formam a figura 4.3.10.

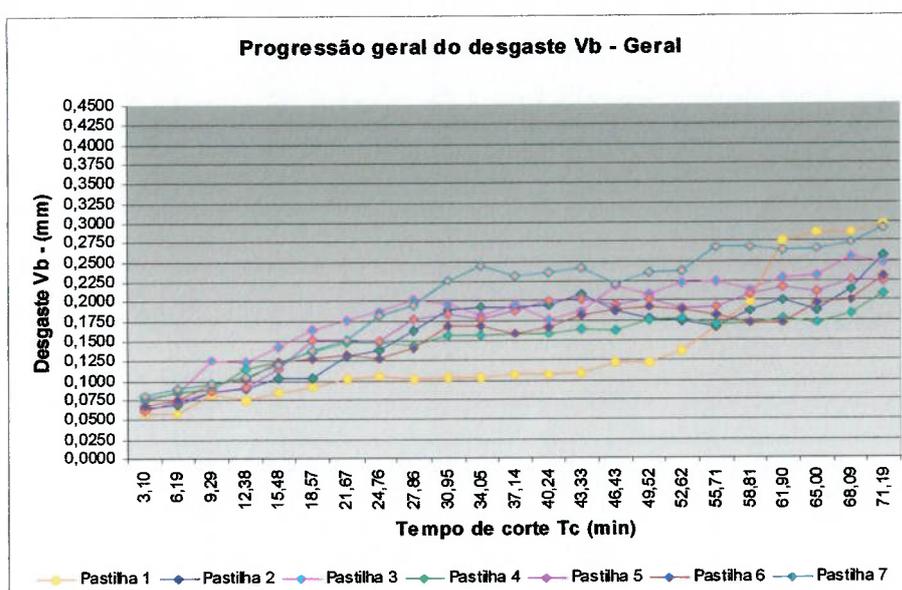


Figura 4.3.8 – Progressão geral do desgaste de flanco Vb.

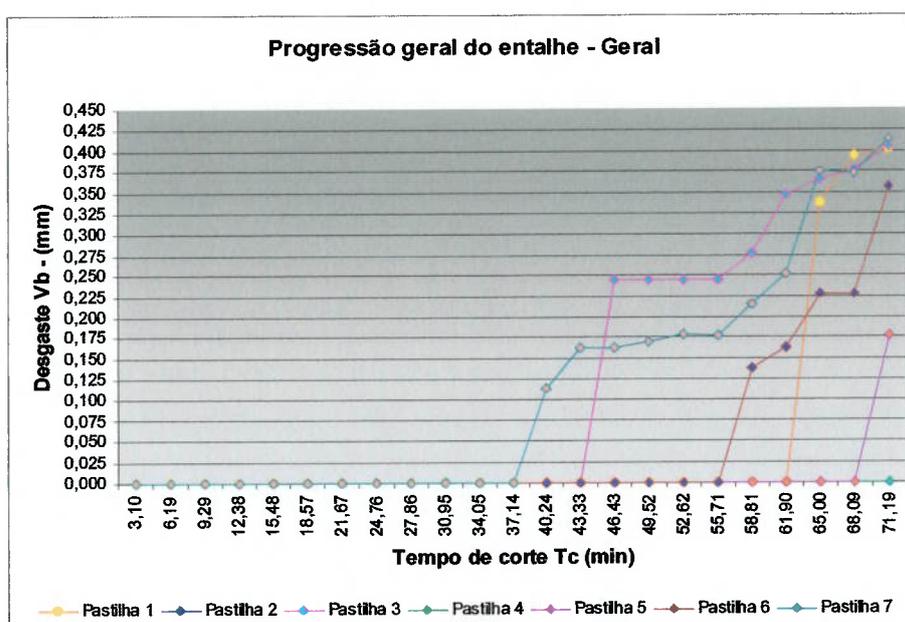


Figura 4.3.9 – Progressão geral do entalhe. (página anterior)

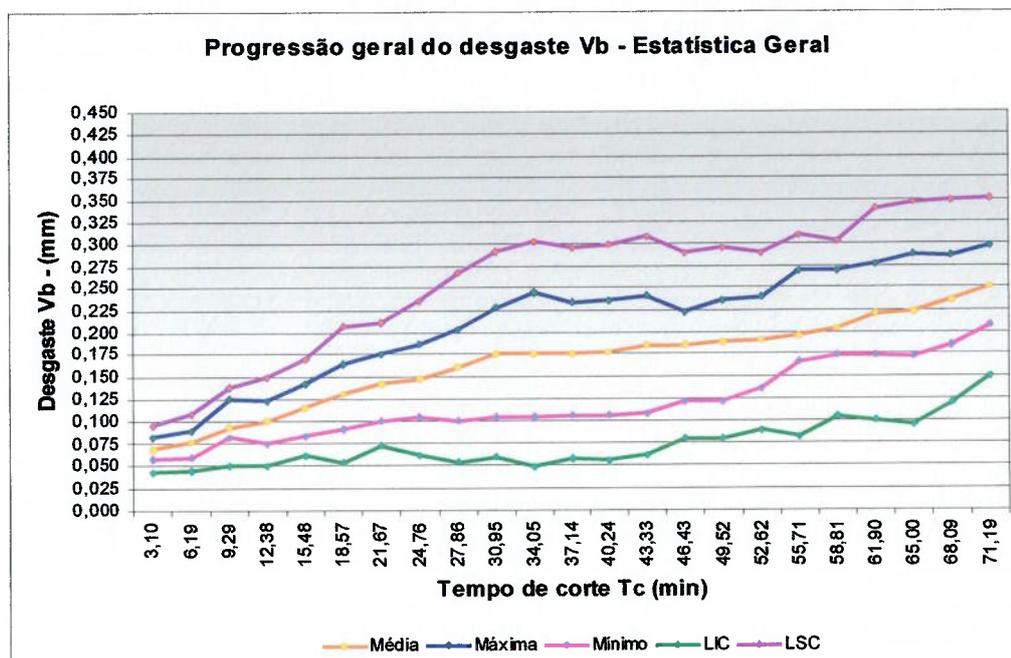


Figura 4.3.10 – Progressão geral do desgaste Vb – Estatística geral.

Dos resultados gráficos apresentados acima, pode-se construir a tabela 4.3.1:

Tabela 4.3.1 – Tabela com a compilação dos dados das 7 pastilhas.

<b>Média</b>	<b>Máxima</b>	<b>Mínimo</b>	<b>Desvio padrão</b>	<b>LIC</b>	<b>LSC</b>	<b>Coefficiente de variação</b>
0,070	0,081	0,058	0,009	0,043	0,096	12,55
0,077	0,089	0,059	0,011	0,045	0,109	13,94
0,094	0,125	0,082	0,015	0,050	0,138	15,53
0,100	0,123	0,074	0,016	0,051	0,149	16,39
0,116	0,142	0,085	0,018	0,061	0,170	15,66
0,131	0,164	0,092	0,025	0,054	0,207	19,53
0,142	0,176	0,101	0,023	0,072	0,212	16,42
0,148	0,187	0,104	0,029	0,061	0,235	19,53
0,161	0,203	0,100	0,036	0,054	0,267	22,15
0,175	0,227	0,104	0,039	0,059	0,291	22,05
0,175	0,245	0,104	0,042	0,049	0,302	24,08
0,176	0,233	0,106	0,040	0,057	0,295	22,49
0,177	0,236	0,106	0,040	0,056	0,298	22,74
0,185	0,241	0,109	0,041	0,061	0,309	22,33
0,185	0,222	0,121	0,035	0,081	0,289	18,75
0,188	0,236	0,121	0,036	0,080	0,295	19,06
0,190	0,238	0,136	0,033	0,090	0,290	17,56
0,196	0,268	0,167	0,038	0,083	0,309	19,28
0,203	0,269	0,173	0,033	0,105	0,302	16,19
0,220	0,276	0,173	0,040	0,101	0,339	18,10
0,222	0,287	0,173	0,042	0,096	0,348	18,91
0,235	0,286	0,184	0,038	0,119	0,350	16,36
0,251	0,297	0,208	0,034	0,150	0,352	13,42

As figuras 4.3.11 à 4.3.24 apresentam as fotografias realizadas para a progressão do desgaste para o pastilha 3. Este procedimento foi feito para as 7 pastilhas do cabeçote.



Figura 4.3.11. Vb p/ Tc=3,10m



Figura 4.3.12. Vb p/ Tc=6,19m



Figura 4.3.13. Vb p/ Tc=9,29m



Figura 4.3.14. Vb p/ Tc=12,38m

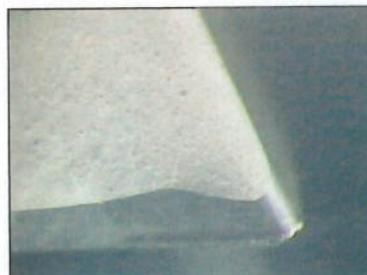


Figura 4.3.15. Vb p/ Tc=15,48m



Figura 4.3.16. Vb p/ Tc=18,57m



Figura 4.3.17. Vb p/ Tc=21,67m



Figura 4.3.18. Vb p/ Tc=24,76m



Figura 4.3.19. Vb p/ Tc=27,86m

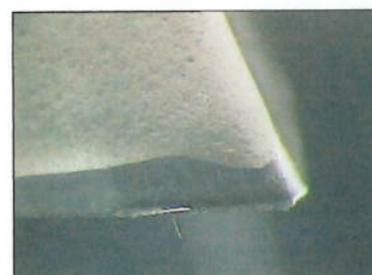


Figura 4.3.20. Vb p/ Tc=30,92m



Figura 4.3.21. Vb p/ Tc=34,05m



Figura 4.3.22. Vb p/ Tc=37,14m



Figura 4.3.23.  $V_b p/ T_c=40,24m$



Figura 4.3.24.  $V_b p/ T_c=43,33m$

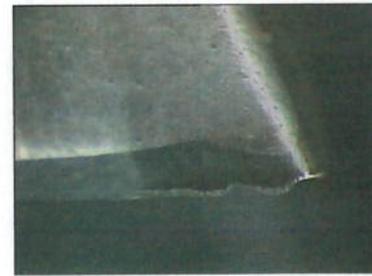


Figura 4.3.25.  $V_b p/ T_c=46,43m$



Figura 4.3.24.  $V_b p/ T_c=49,52m$

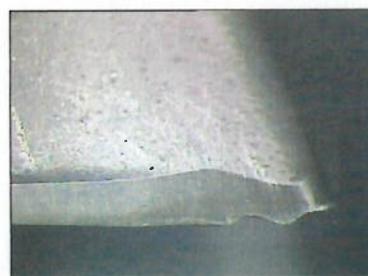


Figura 4.3.25.  $V_b p/ T_c=52,62m$



Figura 4.3.26.  $V_b p/ T_c=55,71m$

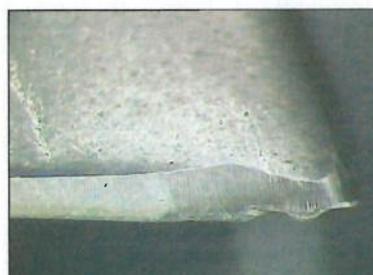


Figura 4.3.27.  $V_b p/ T_c=58,81m$



Figura 4.3.28.  $V_b p/ T_c=61,90m$

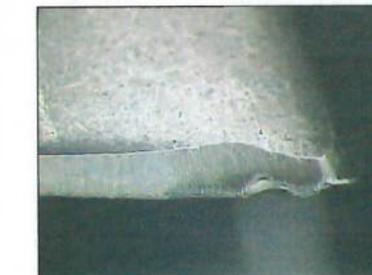


Figura 4.3.29.  $V_b p/ T_c=65,00m$



Figura 4.3.30.  $V_b p/ T_c=68,09m$



Figura 4.3.28.  $V_b p/ T_c=71,19m$

#### 4.3.1 Discussão dos resultados da etapa 3

Através da análise dos gráficos apresentados nas figuras 4.3.1 a 4.3.7 foi possível concluir que o desgaste  $V_b$  ocorrido na superfície de folga principal segue uma tendência uniforme não aleatória enquanto a formação do entalhe não obedece a mesma tendência uma vez que somente 5 arestas dentre as sete arestas apresentaram este tipo de desgaste.

Outro aspecto importante observado é a dependência da aresta anterior no desgaste da aresta. Este comportamento é resultado da diferença admissível entre a montagem das arestas de corte em uma fresa de facear. Tal comportamento indica que a medida que o desvio (batimento) radial das arestas de corte aumenta, maior será o desgaste daquelas arestas que de maneira subsequente removem um maior volume de sobremetal não removido pela aresta anterior que não realizou a remoção completa devido ao desvio radial. Tal comportamento pode ser visualizado comparando os resultados dos gráficos das figuras 4.3.2 e 4.3.3. Em 4.3.2, a ferramenta sofreu um desgaste  $V_b$  menor que 4.3.3, ou seja, esta removeu um volume de material menor e conseqüentemente sofreu um menor desgaste, pois a diferença foi removida pela aresta apresentada em 4.2.3.

Uma importante observação a ser feita na análise dos gráficos acima é um comportamento decrescente de alguns pontos ao longo da vida útil da aresta. A explicação para tal fato é que a medição do desgaste foi feita através de um microscópio com resolução aceitável. Entretanto, a diferença de tonalidade entre o material aderido e o substrato faz com que em algumas medições do desgaste fiquem divididas entre adesão da superliga no substrato ou abrasão mecânica entre o material da pastilha e a superliga. Esta hipótese é sustentada pela primeira etapa do trabalho, uma vez que através da microscopia eletrônica realizada naquela fase foi possível observar a existência de adesão tanto na superfície de saída quanto na superfície de folga principal além de abrasão mecânica.

Apesar da hipótese acima ser questionável, a curva média da evolução do desgaste apresentada em 4.3.10 conclui um comportamento crescente sem nenhum ponto contrário a esta tendência, uma vez que esta curva compila uma média de 07 pontos que são obtidos através de 03 medições simultâneas. Desta forma, cada ponto da curva média representa a média de 21 pontos, fato este que valida a tendência citada acima.

Uma importante abordagem para validar as curvas citadas acima é a análise estatística citada em 4.3.10 e na tabela 4.3.1. Esta análise utilizou como referência as seguintes equações:

$$\text{Média da população} \quad \text{média} = \bar{x} = (\sum_{i=1}^n x_i) / n \quad (4.3.1.1)$$

$$\text{Desvio padrão da população} \quad s = \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^n (x_i - \bar{x})^2}{n}} \quad (4.3.1.2)$$

$$\text{Limite inferior de controle} \quad \text{LIC} = \text{média} - 3 \times s \quad (4.3.1.3)$$

$$\text{Limite superior de controle} \quad \text{LSC} = \text{média} + 3 \times s \quad (4.3.1.4)$$

$$\text{Coeficiente de variação} \quad \text{CV} = s / \text{média} \quad (4.3.1.5)$$

Dos resultados da tabela 4.3.1, foi possível observar que para um processo com capacidade igual a 3 desvios-padrão, é possível aproximar com segurança esta distribuição de valores à uma distribuição normal ( $Z$ ), visto que todos os pontos compreendidos na distribuição encontram-se dentro dos limites de controle, o que garante através da distribuição normal um percentual de 99,73 de que o desgaste sofrido nas arestas de corte seja aceitável dentro dos padrões de tolerância esperado para uma operação de fresamento de faceamento.

O resultado desta fase converge com o resultado obtido nas etapas 1 e 2 no que se refere à vida útil da ferramenta. Esta informação é importante para algumas conclusões referentes ao sistema de usinagem no qual estes ensaios foram realizados. Conforme visto em 3, a máquina para as etapas 1 e 2 é diferente daquela utilizada em 3, além das condições de fixação da peça e da ferramenta, do fluido lubrificante / refrigerante e das condições de aplicação do mesmo.

Estas condições são de extrema importância dentre uma grande maioria de aplicações industriais. Porém, devido às baixas velocidades envolvidas e à proeminente rigidez de ambos os sistemas de usinagem empregados nestas etapas, não foi possível avaliar qualquer diferença nos resultados medidos devido a tais diferenças.

Desta forma, sendo respeitadas as condições de velocidade de corte, avanço por face, rigidez de fixação, aplicação adequada de fluido e estratégia de corte adequada, tem-se uma forte tendência de obtenção de resultados convergentes para a usinagem de superligas a base de níquel.

#### 4.3.2 Análise crítica dos resultados da etapa 3

- A progressão do desgaste das 7 arestas de corte montadas num cabeçote intercambiável não é homogênea, mesmo com mecanismos dominantes de desgaste idênticos. Por hipótese, o entalhe deveria ocorrer nas 7 arestas, entretanto somente 5 apresentaram tal fenômeno;
- A distribuição Z tomada como base para análise estatística evidenciou que 99,73% dos valores de desgaste se encontram dentro dos limites de controle dinâmicos para as medições realizadas, garantindo uma capacidade de processo (para o desgaste) de  $\pm 3$  desvios padrão;
- A existência de desvio axial leva à diferentes taxas de remoção do cavaco por aresta e por conseguinte, diferentes forças e diferentes taxas de desgaste;
- As variáveis máquina, fluido e sistema de fixação da ferramenta e da peça não representaram mudanças no tipo de mecanismo de desgaste bem como no valor pontual do fim de vida da pastilha, uma vez que a condição definida na etapa 1, agora reproduzida em outra máquina, com outra fixação e outro fluido refrigerante/lubrificante, sob as mesmas condições de corte, garantiu a mesma vida útil, fato que corrobora com a validade das mudanças ocorridas entre os ensaios das etapas 1 e 3;

#### 4.4 Resultados da etapa 4

Segue abaixo a análise das forças  $F_x$ ,  $F_y$  e  $F_z$  realizada para os experimentos 1 a 8 conforme tabela 3.8.4.1.

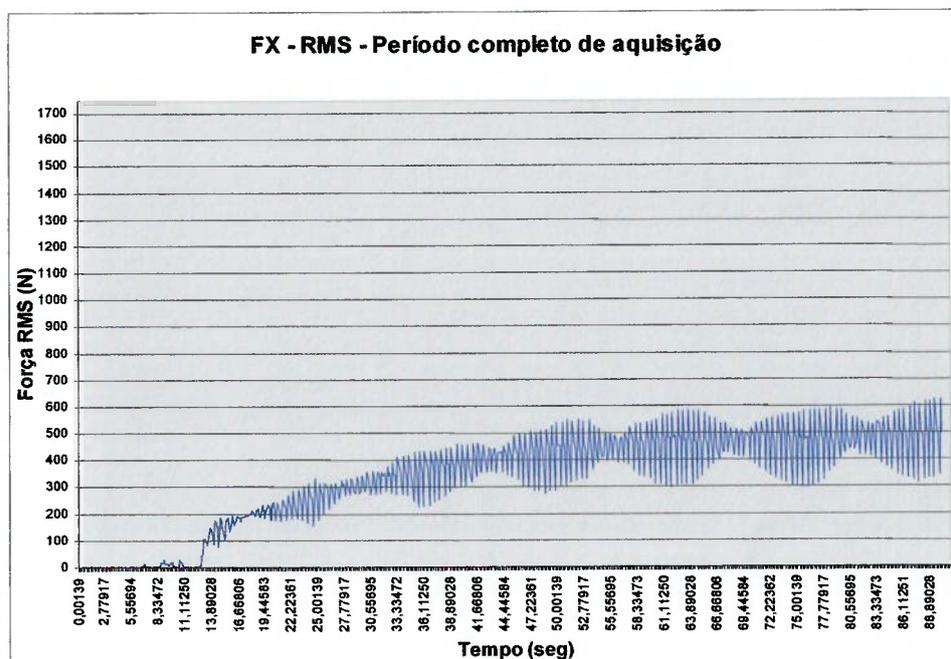


Figura 4.4.1 – Projeção da força de usinagem na direção X do ensaio 1.

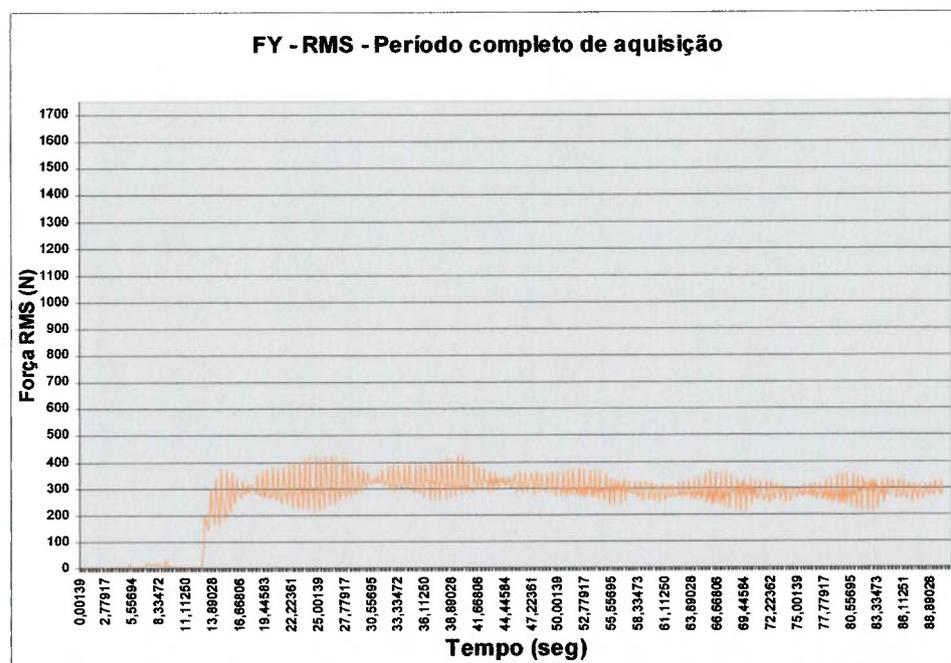


Figura 4.4.2 – Projeção da força de usinagem na direção y do ensaio 1.

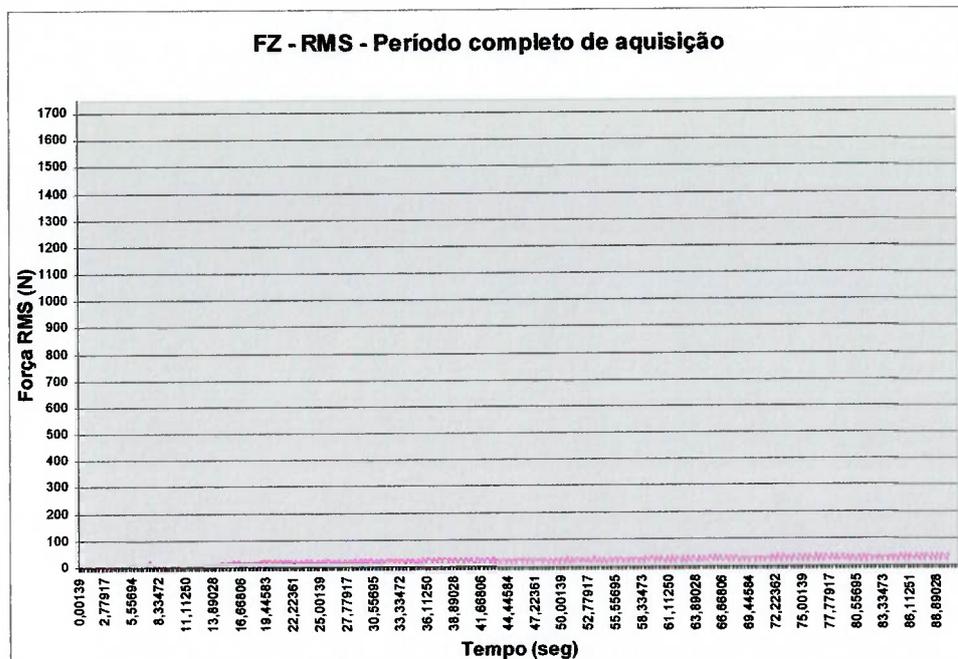


Figura 4.4.3 – Projeção da força de usinagem na direção z do ensaio 1.

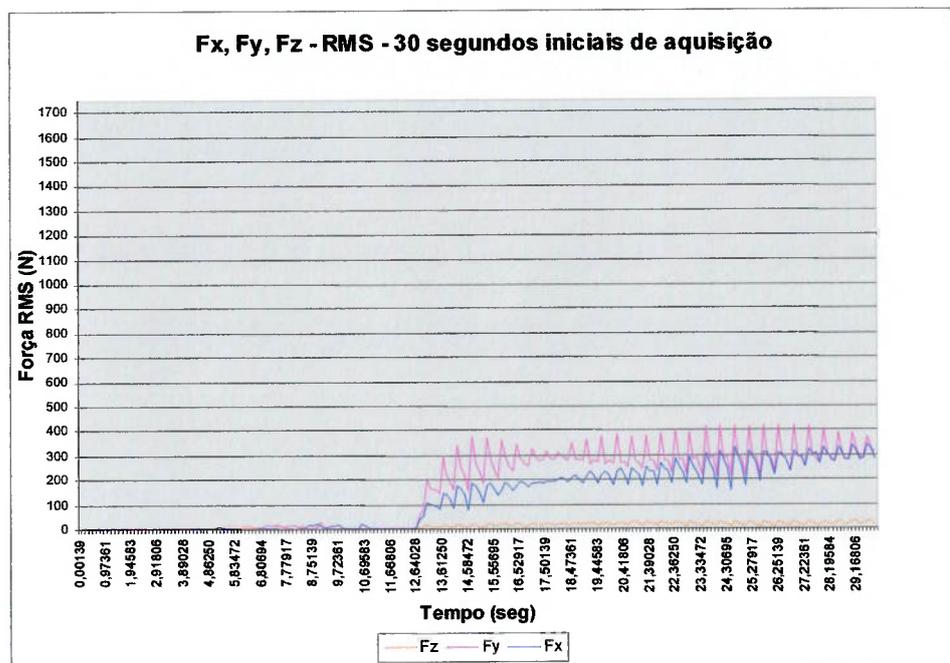


Figura 4.4.4 – Projeção da força de usinagem nas direções x, y e z do ensaio. Somente os 30 primeiros segundos de aquisição.

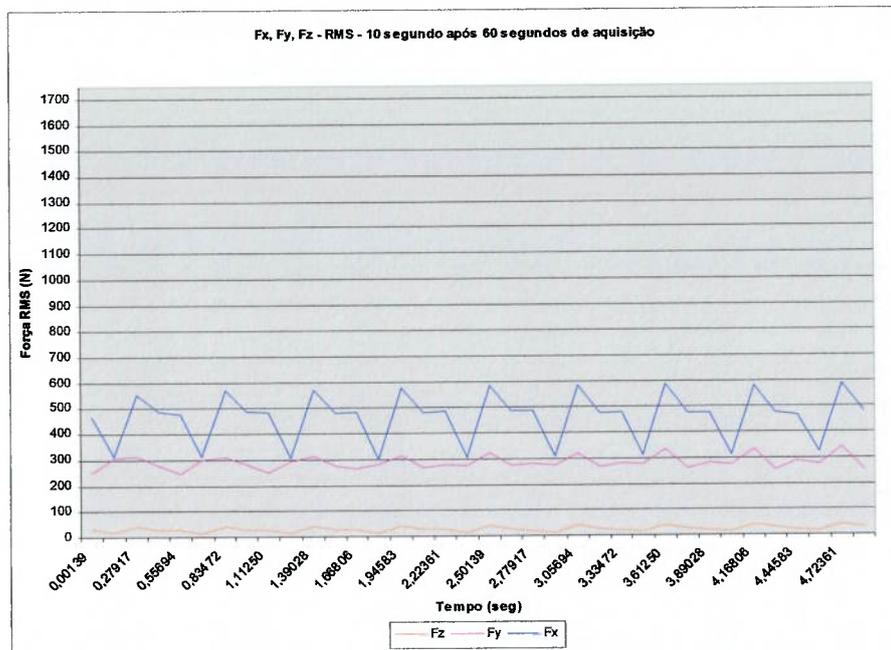


Figura 4.4.5 – Projeção da força de usinagem nas direções x, y e z do ensaio 1 conforme tabela 3.8.4.1. Somente 10 segundos de aquisição após 60 segundos.

Da análise de todos os gráficos plotados conforme as figuras 4.4.1 à 4.4.5 para todos os ensaios conforme tabela 3.8.4.1, foi possível concluir graficamente os seguintes resultados, conforme as figuras 4.4.6 à 4.4.11 a seguir.

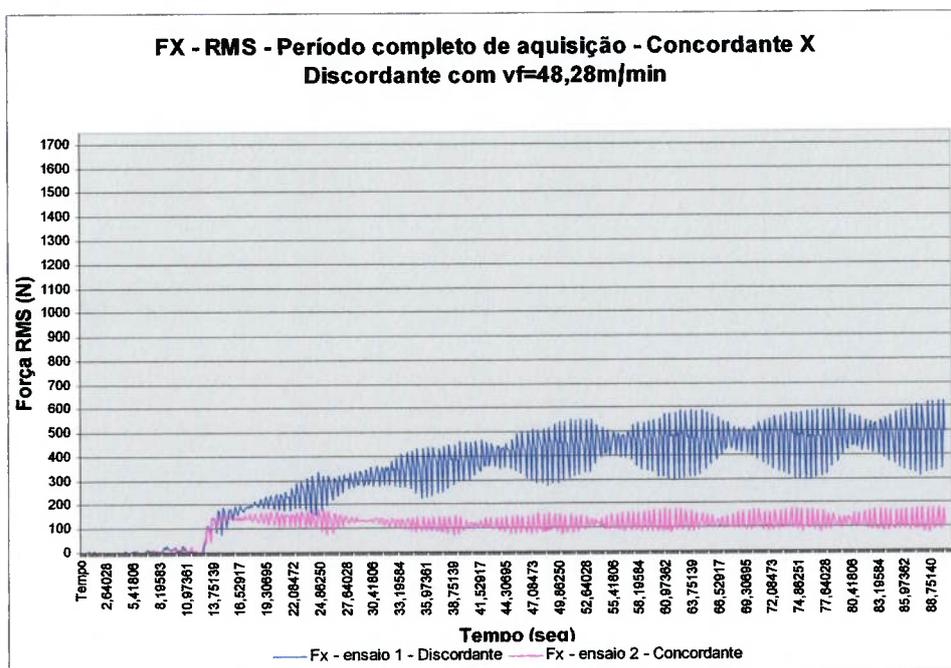


Figura 4.4.6 – Gráfico comparativo da Fx para as estratégias concordante e discordante sob as mesmas condições de corte, conforme tabela 3.8.4.1

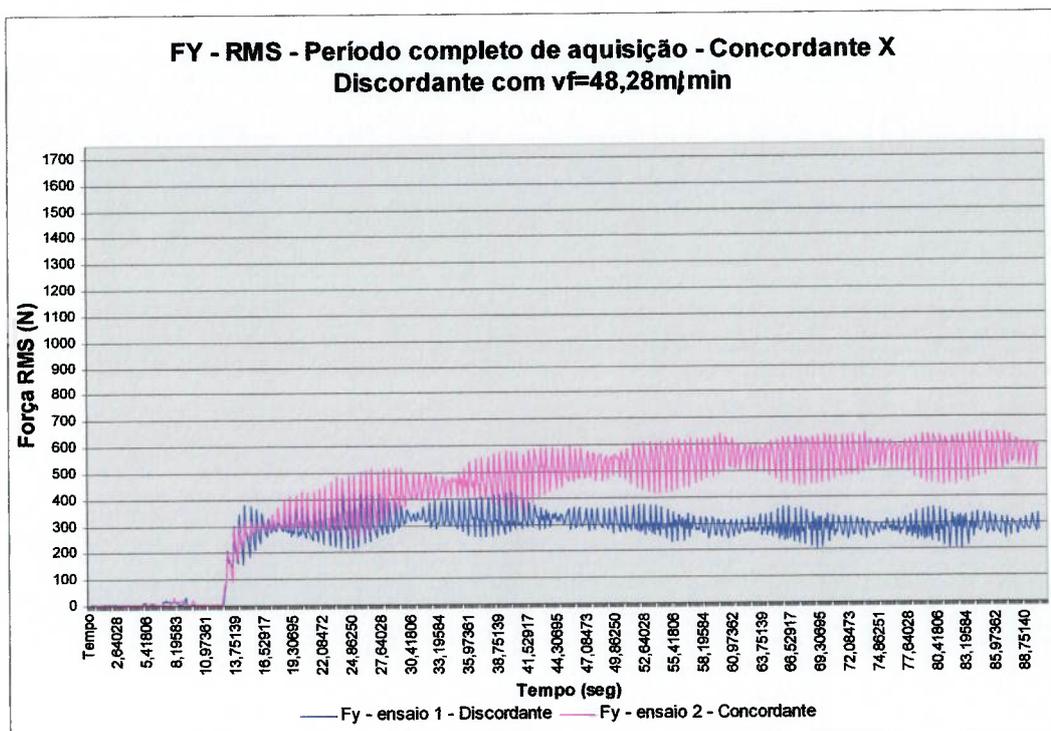


Figura 4.4.7 – Gráfico comparativo da  $F_y$  para as estratégias concordante e discordante sob as mesmas condições de corte, conforme tabela 3.8.4.1.

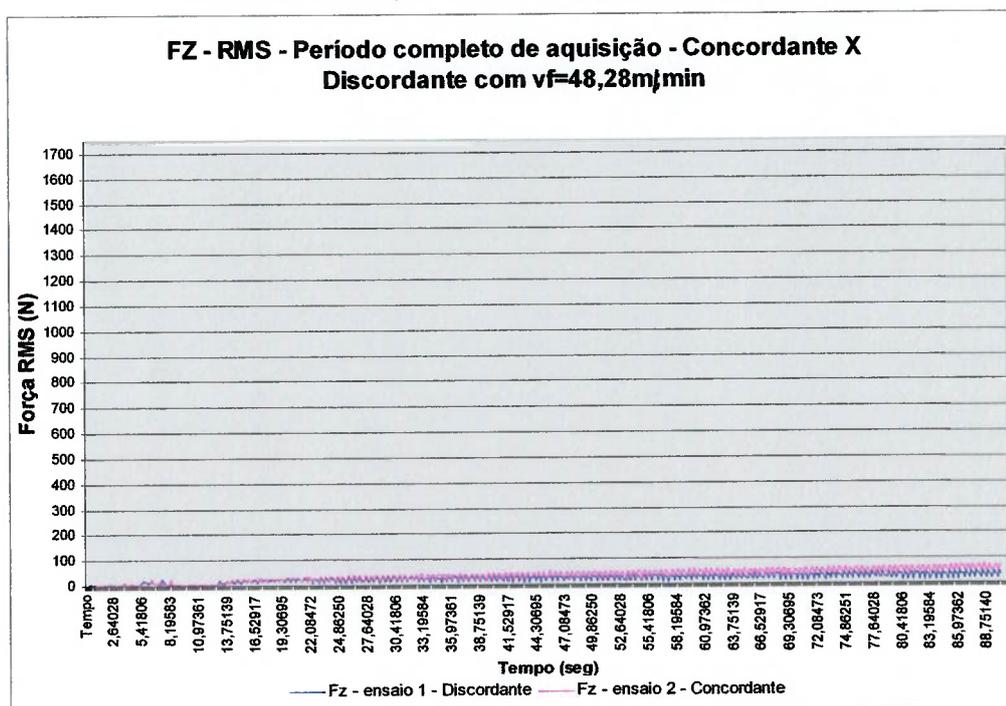


Figura 4.4.8 – Gráfico comprataivo da  $F_z$  para as estratégias concordante e discordante sob as mesmas condições de corte, conforme tabela 3.8.4.1.

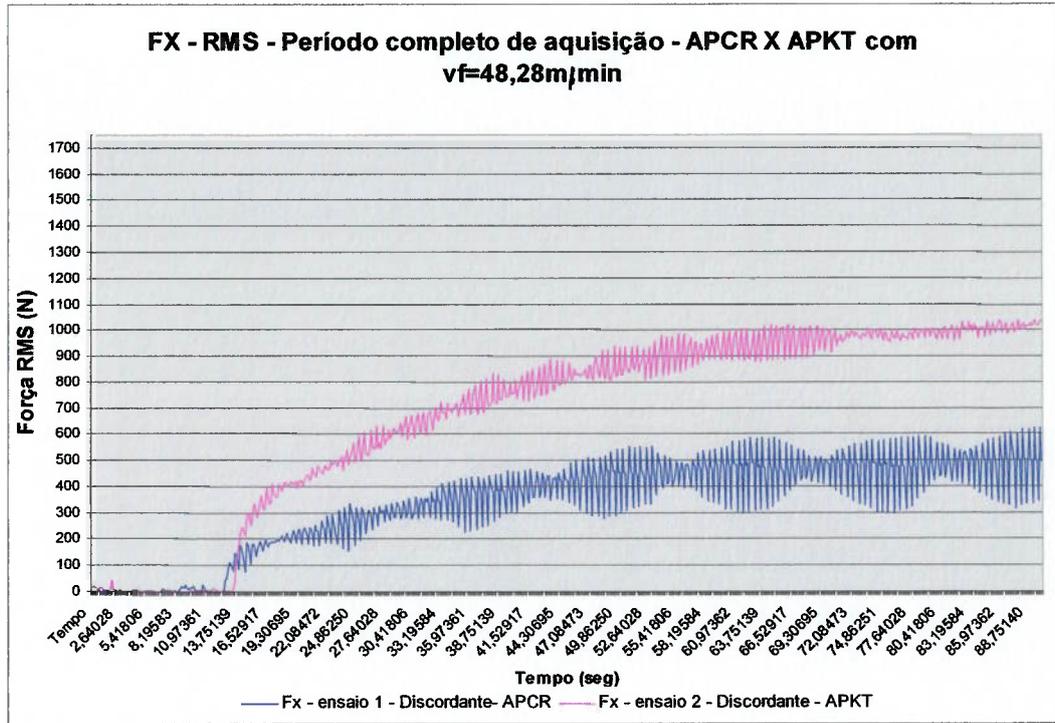


Figura 4.4.9 – Gráfico comparativo da Fx para as geometrias de pastilhas APCR X APKT, conforme tabela 3.8.4.1.

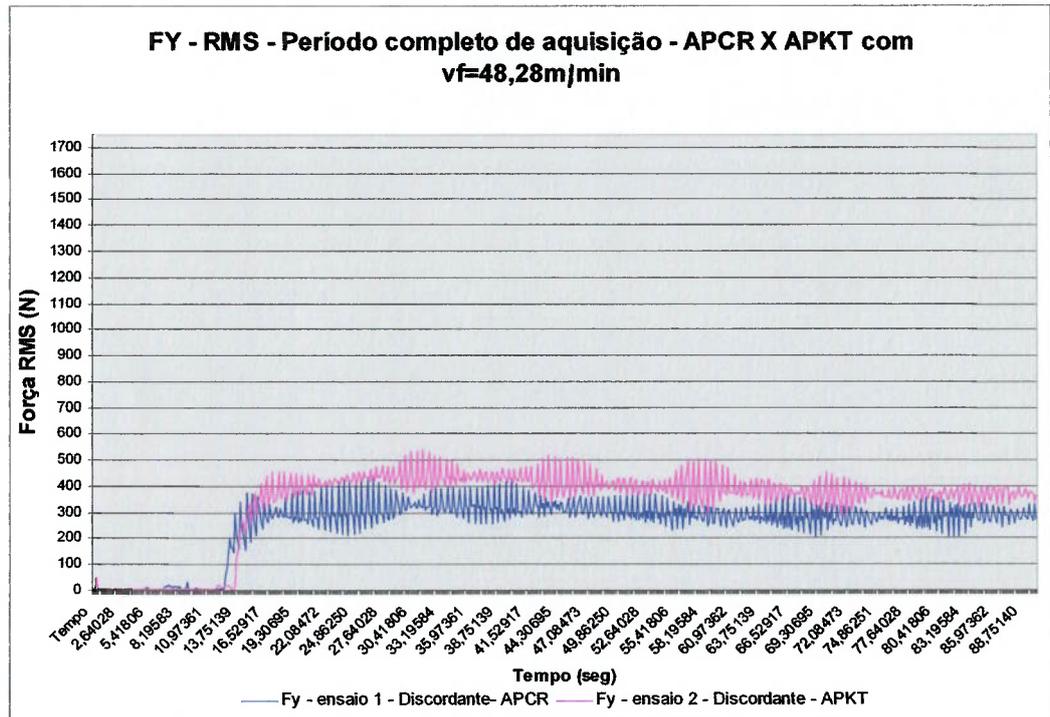


Figura 4.4.10 – Gráfico comparativo da Fy para as geometrias de pastilhas APCR X APKT, conforme tabela 3.8.4.1.

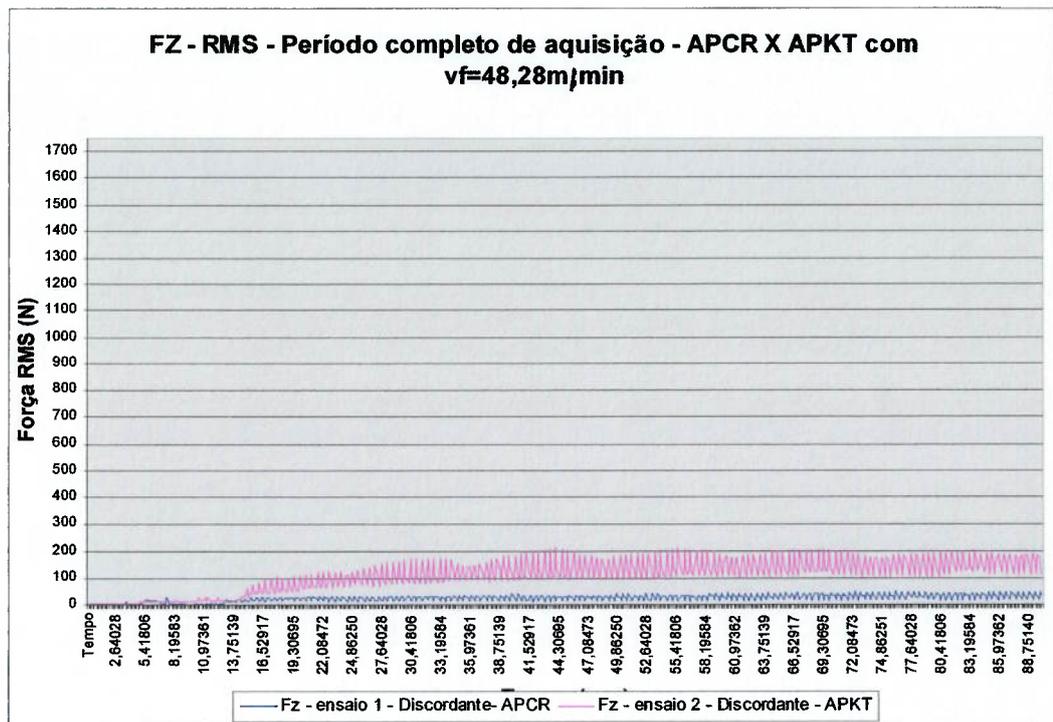


Figura 4.4.11 – Gráfico comparativo da Fz para as geometrias de pastilhas APCR X APKT, conforme tabela 3.8.4.1.

#### 4.4.1 Discussão dos resultados da etapa 4

Devido à grande quantidade de resultados obtidos durante esta fase, estes serão avaliados de maneira particularizada, Entretanto, as conclusões que necessitam de mais de um aspecto particular, serão citadas no momento da análise.

##### 4.4.1.1. Análise da força de usinagem máxima medida

A força de usinagem máxima medida pode ser expressa sob notação vetorial como sendo:

$$\text{Vetor Força máxima} \quad F_u = F_x(i) + F_y(j) + F_z(k) \quad (4.4.1.1.1)$$

O módulo do vetor força máxima pode ser obtido através da seguinte equação como sendo:

$$\text{Força máxima de usinagem} \quad |F_u| = (F_x^2 + F_y^2 + F_z^2)^{1/2} \quad (4.4.1.1.2)$$

As projeções da  $F_u$  máxima nos planos x-y, x-z e y-z serão obtidas como sendo:

$$\text{Projeção de } F_u \text{ no plano x-y} \quad F_{u \text{ x-y}} = (F_x^2 + F_y^2)^{1/2} \quad (4.4.1.1.3)$$

$$\text{Projeção de } F_u \text{ no plano x-z} \quad F_{u \text{ x-z}} = (F_x^2 + F_z^2)^{1/2} \quad (4.4.1.1.4)$$

$$\text{Projeção de } F_u \text{ no plano y-z} \quad F_{u \text{ y-z}} = (F_y^2 + F_z^2)^{1/2} \quad (4.4.1.1.5)$$

Logo, os ângulos entre as projeções de  $F_u$  e os planos x-y, x-z e y-z serão obtidos como sendo:

$$\hat{\text{Ângulo }} F_u\text{-plano x-y} \quad \Omega_{x-y} = \arccos (F_u \cdot F_{u \text{ x-y}}) / (|F_u| |F_{u \text{ x-y}}|) \quad (4.4.1.1.6)$$

$$\hat{\text{Ângulo }} F_u\text{-plano x-z} \quad \Omega_{x-z} = \arccos (F_u \cdot F_{u \text{ x-z}}) / (|F_u| |F_{u \text{ x-z}}|) \quad (4.4.1.1.7)$$

$$\hat{\text{Ângulo }} F_u\text{-plano y-z} \quad \Omega_{y-z} = \arccos (F_u \cdot F_{u \text{ y-z}}) / (|F_u| |F_{u \text{ y-z}}|) \quad (4.4.1.1.8)$$

A figura 4.4.1.1.1 a seguir ilustra as grandezas calculadas através das equações 4.4.1.1.1 à 4.4.1.1.8.

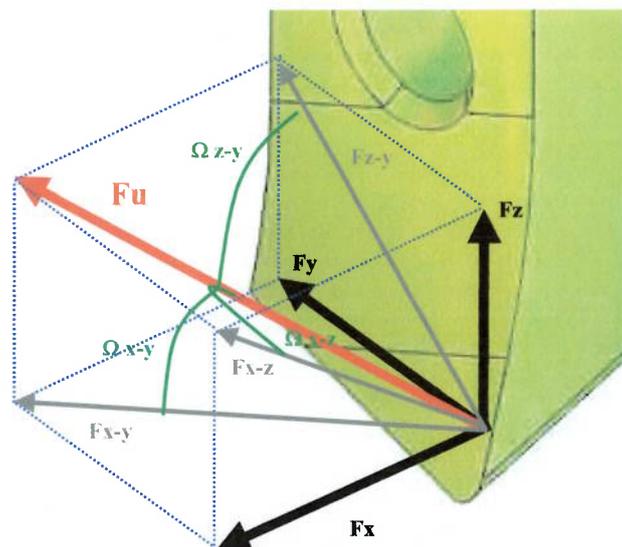


Figura 4.4.1.1.1 – Projeções da força de usinagem e os ângulos formados entre o sistema de coordenadas xyz e a  $F_u$ .

As tabelas 4.4.1.1.1 e 4.4.1.2.1 apresentam os resultados medidos e calculados conforme as equações 4.4.1.1.1 à 4.4.1.1.8.

Tabela 4.4.1.1.1 – Valores medidos e calculados conforme equações e ensaios

Ensaio	Vetor força máxima				T	Componentes de Fu			Ângulos de Fu		
	Fx (i)	Fy (j)	Fz (k)	Fu		Fu x-y	Fu x-z	Fu y-z	$\Omega_{x-y}$	$\Omega_{x-z}$	$\Omega_{y-z}$
1	795,10	470,53	74,50	926,90	90,6	923,90	798,59	476,39	4,61	30,51	59,07
2	212,037	966,813	80,276	993,041	69,9	989,791	226,724	970,139	4,637	76,802	12,329
3	966,871	454,129	49,489	1069,356	76,6	1068,21	968,136	456,817	2,653	25,130	64,711
4	266,315	1098,706	75,938	1133,069	42,5	1130,521	276,9296	1101,327	3,843	75,853	13,594
5	1030,189	405,889	194,813	1124,272	83,2	1107,265	1048,448	450,219	9,979	21,163	66,393
6	445,530	1139,002	212,856	1241,423	81,1	1223,038	493,7662	1158,721	9,873	66,563	21,032
7	1269,631	535,095	177,234	1389,136	80,4	1377,784	1281,941	563,682	7,330	22,656	66,060
8	464,110	1360,518	255,612	1460,049	80,1	1437,5	529,8451	1384,321	10,083	68,722	18,534
	N	N	N	N	s	N	N	N	Graus	Graus	Graus

Tabela 4.4.1.12 – Componentes máximas de Fu medidas.

Ensaio	Fx RMS máxima (N)	Fy RMS máxima (N)	Fz RMS máxima (N)
1	798,06	470,53	102,96
2	329,42	966,81	119,12
3	970,21	549,20	84,27
4	342,60	1101,38	133,91
5	1038,49	539,39	211,45
6	504,97	1139,00	212,86
7	1269,63	619,53	195,56
8	547,48	1360,52	288,12

\* - É válido ressaltar os valores apresentados na tabela acima não representam um vetor, mas sim, a maior componente do vetor Fu que não necessariamente representa o instante onde a Fu é máxima para o ensaio.

Analisando o vetor força máxima para os oito ensaios propostos conforme tabela 4.4.1.1.1 pode-se concluir os seguintes resultados:

- A mudança da estratégia discordante para concordante (ensaios 1 e 2; 3 e 4; 5 e 6; 7 e 8) resultou no aumento da intensidade do módulo do vetor força máxima em 6,5% para a pastilha APCR e 7,76% para a pastilha APKT;

- A mudança da velocidade de avanço (ensaios 1 e 3; 2 e 4) resultou no aumento da intensidade do módulo do vetor força máxima em 15,36% para a estratégia discordante e 14,10 % para a estratégia concordante, sendo ambas com a pastilha APCR ;
- A mudança da velocidade de avanço (ensaios 5 e 7; 6 e 8) resultou no aumento da intensidade do módulo do vetor força máxima em 23,55% para a estratégia discordante e 17,61% para a estratégia concordante, sendo ambas com a pastilha APKT ;
- A mudança de geometria (de APCR para APKT) resultou no aumento da intensidade do módulo do vetor força máxima em 25,59% para a estratégia discordante e 26,93 (ensaios 1 e 5; 2 e 6; 3 e 7; 4 e 8).

Analisando o período (T) no qual o vetor FU é máximo ocorreu, é possível concluir que este ocorreu sempre após a metade do tempo de aquisição do sinal (com exceção do ensaio 4), indicando que este valor ocorre sempre quando o comprimento de engajamento é total.

Analisando a componente Fx-RMS para os oito ensaios propostos conforme tabela

4.4.1.1.2 pode-se concluir os seguintes resultados:

- A mudança de estratégia discordante para concordante resultou na diminuição de Fx RMS (ensaios 1 e 2; 3 e 4; 5 e 6; 7 e 8);
- O aumento de velocidade de avanço (Vf) resultou no aumento de Fx RMS (ensaios 1 e 3; 2 e 4; 5 e 7; 6 e 8)
- A mudança de geometria (de APCR para APKT) aumentou o valor de Fx RMS (ensaios 1 e 4; 2 e 5; 3 e 6; 4 e 8)
- O aumento de velocidade de avanço (Vf) possui maior influência no aumento de Fx RMS que a mudança de geometria (de APCR para APKT);

Analisando a componente Fy-RMS para os oito ensaios propostos conforme tabela

4.4.1.1.2 pode-se concluir os seguintes resultados:

- A mudança de estratégia discordante para concordante resultou no aumento de Fy RMS (ensaios 1 e 2; 3 e 4; 5 e 6; 7 e 8);

- O aumento de velocidade de avanço ( $V_f$ ) resultou no aumento de  $F_y$  RMS (ensaios 1 e 3; 2 e 4; 5 e 7; 6 e 8)
- A mudança de geometria (de APCR para APKT) aumentou o valor de  $F_y$  RMS (ensaios 1 e 4; 2 e 5; 3 e 6; 4 e 8)
- O aumento de velocidade de avanço ( $V_f$ ) possui maior influência no aumento de  $F_y$  RMS que a mudança de geometria (de APCR para APKT), entretanto com uma representação menor do que aquela apresentada em  $F_x$  RMS;

Analisando a componente  $F_z$ -RMS para os oito ensaios propostos conforme tabela

4.4.1.1.2 pode-se concluir os seguintes resultados:

- A mudança de estratégia discordante para concordante resultou no aumento de  $F_z$  RMS (ensaios 1 e 2; 3 e 4; 5 e 6; 7 e 8);
- O aumento de velocidade de avanço ( $V_f$ ) resultou no aumento de  $F_y$  RMS (ensaios 1 e 3; 2 e 4; 5 e 7; 6 e 8)
- A mudança de geometria (de APCR para APKT) aumentou o valor de  $F_z$  RMS (ensaios 1 e 4; 2 e 5; 3 e 6; 4 e 8)
- O aumento de velocidade de avanço ( $V_f$ ) possui maior influência no aumento de  $F_z$  RMS que a mudança de geometria (de APCR para APKT), entretanto com uma representação maior do que aquela apresentada em  $F_x$  RMS e  $F_y$  RMS;

#### 4.4.1.2 Análise do comportamento gráfico

Conforme as equações 2.2.5, 2.2.6 e 2.2.7 tem-se para as condições de corte do melhor resultado da 1ª etapa da fase experimental os seguintes resultados:

$$\text{Período de um ciclo (T)} \quad T = 151,57 / 60 = 2,52 \text{ rps} \quad (2.2.5)$$

$$\text{Frequência (T)} \quad F = 1/2,52 = 0,03968 \cong 0,4 \text{ s} \quad (2.2.6)$$

$$\text{Período entre arestas (Tz)} \quad T_z = 2,52/7 = 0,36 \text{ (s)} \quad (2.2.7)$$

Da análise do comprimento em contato tem-se que, o ângulo de engajamento da ferramenta poderá ser calculado como mostra a figura 4.1.2.1:

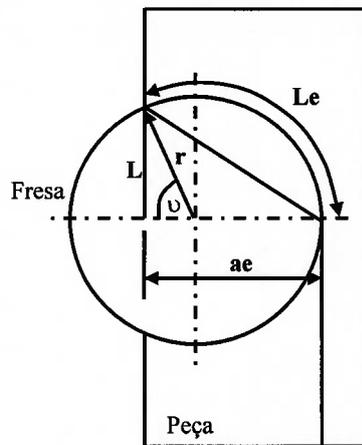


Figura 4.4.1.2.1 – Ilustração para o cálculo do comprimento de engajamento  $L_e$ .

Assim, da figura 4.4.1.2.1:

$$v = \arccos[(ae-r)/r]$$

Que resultará finalmente em:

$$\text{Comprimento de engajamento (Le)} \quad L_e = [(180^\circ - v)/180^\circ] \times \pi \times r \quad (\text{mm}) \quad (4.1.2.1)$$

$$\text{Ângulo de engajamento} \quad \text{Engajamento} = 180^\circ - v \quad (^\circ) \quad (4.1.2.2)$$

O número de arestas em contato durante o engajamento pleno será dado por:

$$\text{Número de arestas em contato} \quad Z_c = \text{Engajamento} / \hat{\text{Ângulo entre arestas}} \quad (4.1.2.3)$$

Para um cabeçote de faceamento com arestas dispostas com ângulos idênticos entre todas as facas, tem-se:

$$\text{Ângulo entre arestas (Za)} \quad Z_a = 360^\circ / Z \quad (^\circ) \quad (4.1.2.4)$$

Aplicando as equações acima, resulta em:

Comprimento de engajamento  $Le = 60,18 \text{ mm}$

Ângulo de engajamento = Engajamento =  $109,47^\circ$

Ângulo entre arestas  $Za = 51,42^\circ$

Número de arestas em contato  $Zc = 2,12 = 3$  arestas em contato

Assim, analisando um período de 0,4 segundos, que representa um ciclo completo da fresa em torno de seu eixo, tem-se para os ensaios 1 e 2 os seguintes comportamentos:

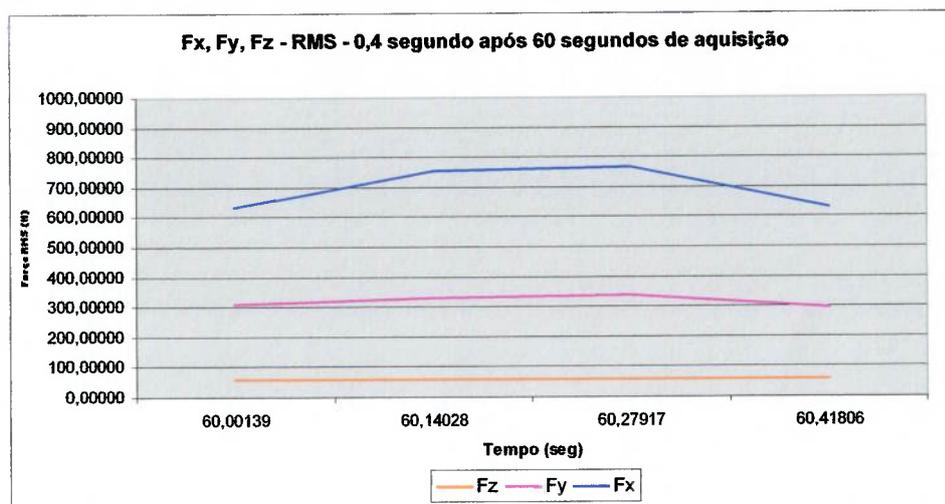


Figura 4.4.1.2.2 – Componentes Fx, Fy e Fz em 0,4 segundos de aquisição após 60 segundos de aquisição para o ensaio 1, conforme tabela 3.8.4.1.

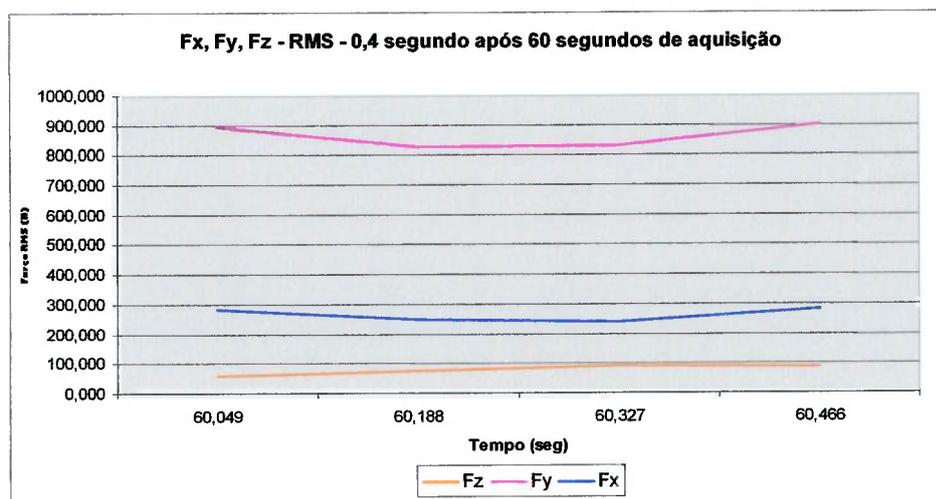


Figura 4.4.1.2.3 – Componentes Fx, Fy e Fz em 2,5 segundos de aquisição após 60 segundos de aquisição para o ensaio 2, conforme tabela 3.8.4.1. (página anterior)

Entretanto, para a análise de um período correspondente ao ângulo entre arestas ( $0,4/7 = 0,057s$ ), devemos utilizar o valor natural das componentes Fx, Fy e Fz, uma vez que a atenuação causada pelo cálculo do RMS faz com que não haja distinção no comportamento da força, tornando o espectro observado praticamente uma reta. Assim, tem-se para os ensaios 1 e 2 os seguintes comportamentos, conforme as figuras 4.4.1.2.4 e 4.4.1.2.5.

Uma importante colocação sobre o tempo engajamento de uma faca é que durante este período, três facas entraram em contato com a peça, ou seja, do instante que se analisa o percurso de uma aresta desde o início do corte até o seu final, outras duas arestas já estão presentes no corte permaneceram em contato durante um período igual a diferença entre engajamento e o ângulo entre arestas. Para este experimento, este valor será de  $6,63^\circ$ .

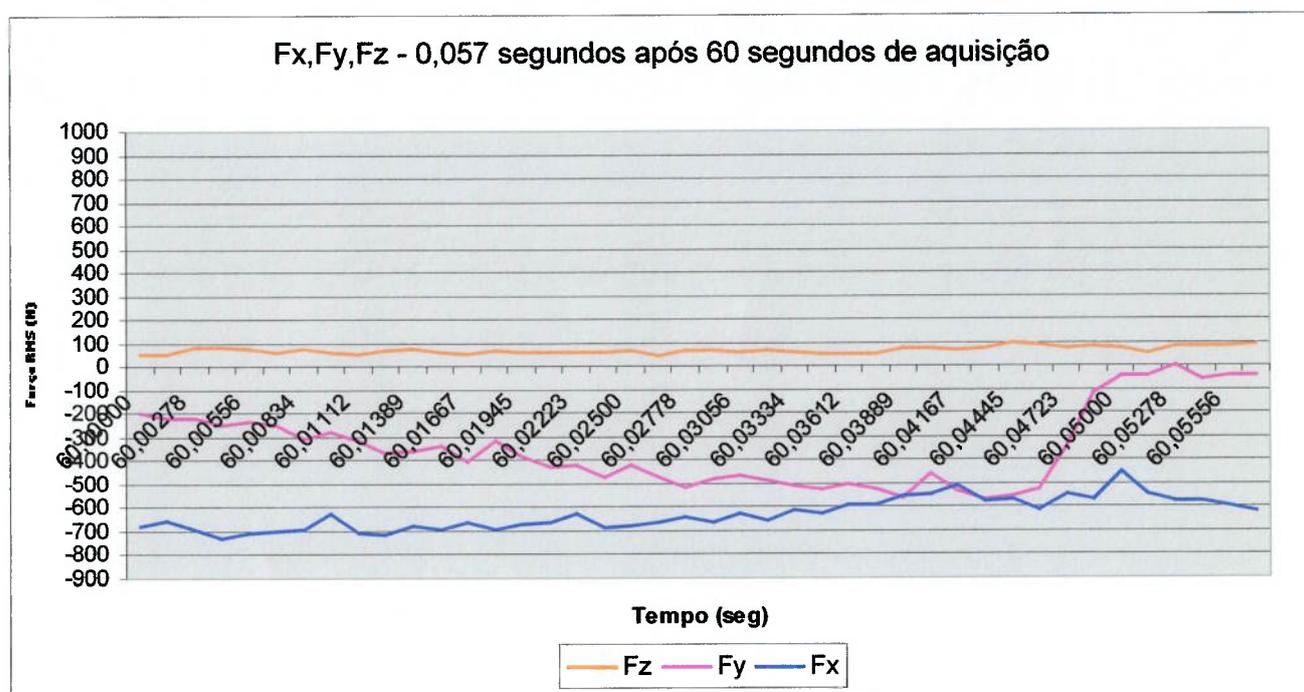


Figura 4.4.1.2.4 – Valor natural das componentes Fx, Fy e Fz do 1ºensaio durante um período de 0,057 segundos após 60 segundos de aquisição.

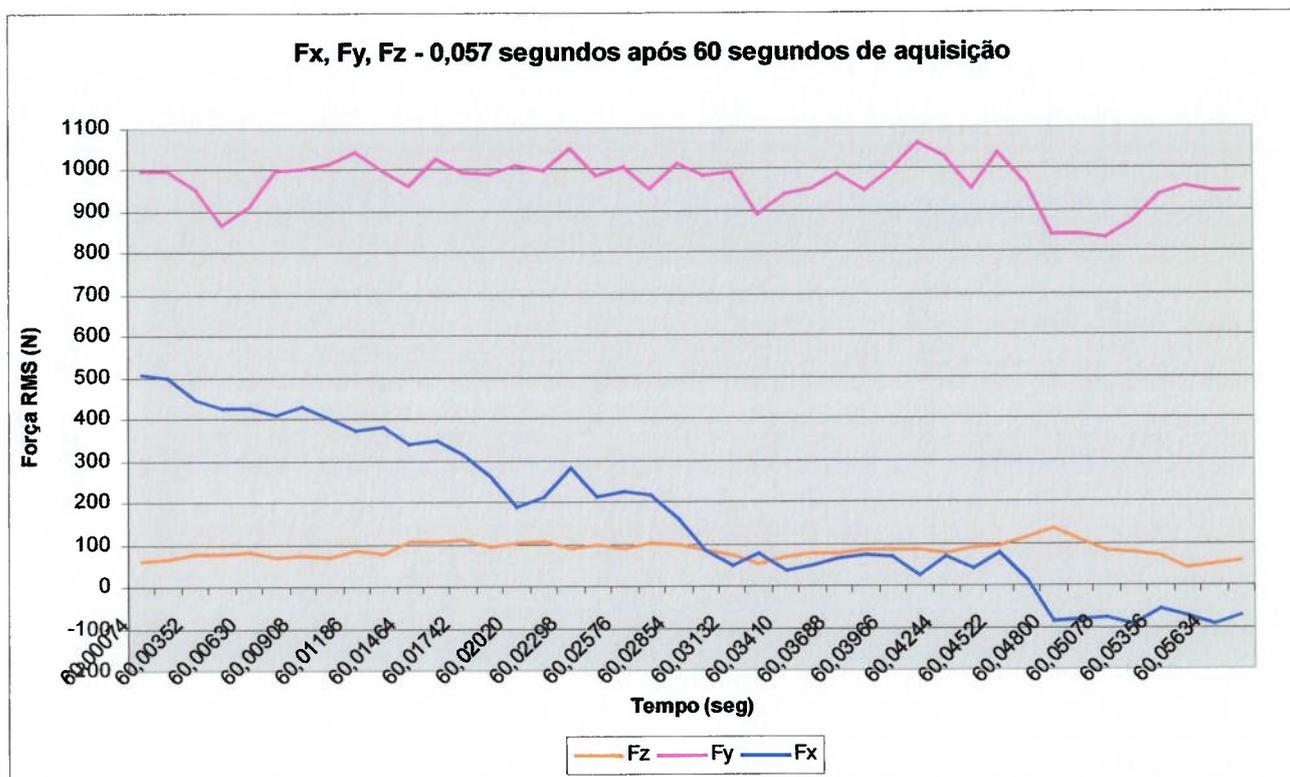


Figura 4.4.1.2.5 – Valor natural das componentes Fx, Fy e Fz do 2º ensaio durante um período de 0,057 segundos após 60 segundos de aquisição.

Da análise de 4.4.1.2.4 pode-se concluir que o comportamento de Fx e Fy possui uma média menos dispersa que FY, que possui um comportamento que traduza estratégia discordante, ou seja:

- Fx é maior que Fy;
- O espectro de Fy não possui a mesma tendência do espectro de Fx ou Fz;
- O ponto de máximo de Fy converge para as adjacências do ponto de máximo de Fy, resultando em um vetor força máxima  $F_u$  de maior intensidade.
- Admite-se Fz praticamente constante;

Da análise de 4.4.1.2.5 pode-se concluir que o comportamento de Fx e Fy tendem para um mesmo comportamento gráfico, ou seja para o corte concordante:

- Fy é maior que Fx;
- O espectro de Fy possui a mesma tendência do espectro de Fx;

- O ponto de máximo de  $F_y$  converge para as adjacências do ponto de mínimo de  $F_y$ , resultando em um vetor força máxima  $F_u$  de menor intensidade;
- Admiti-se  $F_z$  praticamente constante;

4.4.1.3 Avaliação da previsão das forças envolvidas no corte versus ensaios conforme tabelas 4.4.1.1.1 e 4.4.1.1.2.

Realizando a medição da espessura do cavaco para os 32 experimentos citados na etapa 1, através de um microscópio óptico modelo Tool Maker microscope Tm, da marca Mitutoyo, equipado com carros transversais e longitudinais micrométricos com precisão de 0,001mm, obtivemos os resultados conforme tabela 4.4.1.3.1

Tabela 4.4.1.3.1 – Espessura do cavaco p/ geometria APCRem mm para os 32 ensaios da etapa 1.

<i>Ensaio</i>	<i>Espessura</i>	<i>Ensaio</i>	<i>Espessura</i>	<i>Ensaio</i>	<i>Espessura</i>	<i>Ensaio</i>	<i>Espessura</i>
1	0,234~0,312	9	0,259~0,266	17	0,19~0,188	25	0,16~0,23
2	0,357~0,382	10	0,3~0,345	18	0,24~0,22	26	0,16~0,18
3	0,25~0,226	11	0,35~0,18	19	0,229~0,261	27	0,15~0,18
4	0,27~0,266	12	0,32	20	0,21~0,238	28	0,2~0,17
5	0,21	13	0,19~0,16	21	0,18~0,24	29	0,20~0,156
6	0,29	14	0,33~0,32	22	0,28~0,2	30	0,311~0,37
7	0,19~0,226	15	0,204~0,28	23	0,19~0,22	31	0,13~0,15
8	0,27~0,31	16	0,24~0,28	24	0,16~0,18	32	0,24~0,23

Diante dos valores acima, é possível concluir a grande dificuldade em se medir tal grandeza, uma vez que devido ao perfil serrilhado descontínuo do cavaco, tal medida é passível de erros. Assim, tomando como referência os valores extremos da tabela acima e a média, tem-se as seguintes espessuras para o cálculo da força de corte:

Espessura máxima obtida = 0,382mm

Espessura mínima obtida = 0,13mm

Espessura média obtida = 0,236mm

A espessura deformada do cavaco para a geometria APKT foi avaliado somente na condição de  $V_c=30\text{m/min}$  e  $F_z = 0,065\text{mm/aresta}$ , evidenciando os seguintes valores:

Espessura máxima obtida = 0,4393mm

Espessura mínima obtida = 0,2mm

Espessura média obtida = 0,317mm

Outra grandeza obtida a partir dos ensaio é o ângulo de atrito médio na interface, obtido através da equação 2.2.3.14. Seja  $F_c$  a componente de  $R$  associada ao valor de  $F_x$  e  $F_y$  à  $F_t$  (ambas para o caso discordante), sem a dependência da velocidade de corte e do avanço por faca, tem-se os seguintes valores:

$\lambda'$  (geometria APCR) = 44,94 °

$\lambda'$  (geometria APKT) = 33,01°

Assim, conhecendo as grandezas  $V_c$  e  $F_z$ , pode-se obter as grandezas teóricas conforme o item 2.2, sendo para uma única aresta de corte os seguintes resultados:

Tabela 4.4.1.3.2 – Previsões conforme equações 2.2.1 à 2.2.8.

Dados		Equações							
		2.2.1	2.2.2	2.2.3	2.2.4	2.2.5	2.2.6	2.2.7	2.2.8
$V_c$	$F_z$	$N$	$V_f$	$T_c$	$Q$	$T$	$F$	$T_z$	$hm$
30	0,065	151,58	68,97	0,435	5931,35	2,53	0,396	0,361	0,0479
30	0,1	151,58	106,11	0,283	9125,15	2,53	0,396	0,361	0,0737
45	0,065	227,37	103,45	0,290	8897,02	3,79	0,264	0,541	0,0479
45	0,1	227,37	159,16	0,188	13687,73	3,79	0,264	0,541	0,0737
(m/min)	(mm/faca)	( $\text{m}^{-1}$ )	(mm/min)	(min)	( $\text{mm}^3/\text{min}$ )	(rps)	(Hz)	(s)	(mm)

Tabela 4.4.1.3.3 – Previsões conforme equações 2.2.2.3 à 2.2.2.4.

Pastilha	Dados				Eq. 2.2.2.3				Eq. 2.2.2.4		
	$\alpha$	$V_c$	$F_z$	$hm$	$\lambda$				$\phi$		
					$t_1$	$t_{2\text{min}}$	$t_{2\text{méd}}$	$t_{2\text{máx}}$	$t_{2\text{min}}$	$t_{2\text{méd}}$	$t_{2\text{máx}}$
apcr	23,24	30	0,065	0,0479	2,713	4,925	7,972	21,621	11,465	6,914	
apcr	23,24	30	0,1	0,0737	1,763	3,201	5,182	33,873	18,128	10,866	
apcr	23,24	45	0,065	0,0479	2,713	4,925	7,972	21,621	11,465	6,914	
apcr	23,24	45	0,1	0,0737	1,763	3,201	5,182	33,873	18,128	10,866	
apkt	11,52	30	0,065	0,0479	4,174	6,615	9,167	13,851	8,684	6,236	
	graus(dec)	m/min	mm/faca	mm	---	---	---	graus(dec)	graus(dec)	graus(dec)	

Tabela 4.4.1.3.4 – Previsões conforme equações 2.2.2.5 à 2.2.2.8.

<b>Equações</b>											
Eq. 2.2.2.5			Eq. 2.2.2.6			Eq. 2.2.2.7			Eq. 2.2.2.8		
<b>Vch/Vc</b>			<b>Vs</b>			<b>Vch</b>			<b><math>\gamma_{sp}</math></b>		
t2mín	t2méd	t2máx	t2mín	t2méd	t2máx	t2mín	t2méd	t2máx	t2mín	t2méd	t2máx
0,3686	0,2030	0,1254	27,90	30,03	31,03	11,06	6,09	3,76	2,495	4,722	7,953
0,5671	0,3124	0,1930	25,34	28,62	30,16	17,01	9,37	5,79	1,677	2,965	4,990
0,3686	0,2030	0,1254	41,85	45,05	46,55	16,59	9,14	5,64	2,495	4,722	7,953
0,5671	0,3124	0,1930	38,02	42,94	45,24	25,52	14,06	8,68	1,677	2,965	4,990
0,2396	0,1512	0,1091	29,15	29,69	29,95	7,19	4,53	3,27	4,096	6,498	9,060
---	---	---	m/min	m/min	m/min	m/min	m/min	m/min	---	---	---

\* os dados de entrada das equações os mesmos da tabela 4.4.1.3.3

Tabela 4.4.1.3.5 – Previsões conforme equações 2.2.3.1, 2.2.3.2, 2.2.3.3 e 2.2.3.14.

<b>Dados</b>						<b>Equações</b>				
						Eq. 2.2.3.1	Eq. 2.2.3.2	Eq. 2.2.3.3	Eq. 2.2.3.14	
Pastilha	i	$\alpha$	Vc	Fz	hm=t1	$\eta_c$	$\eta_c$	$\alpha_n$	$\lambda'$	
apcr	14,9	23,24	30	0,065	0,0479	11,351		6,05	23,510	44,94
apcr	14,9	23,24	30	0,1	0,0737	11,351		6,05	23,510	44,94
apcr	14,9	23,24	45	0,065	0,0479	10,988		6,05	23,510	44,94
apcr	14,9	23,24	45	0,1	0,0737	10,988		6,05	23,510	44,94
apkt	13,5	11,52	30	0,065	0,0479	10,284		2,66	11,200	33,01
	graus(dec)	graus(dec)	m/min	mm/faca	mm	graus(dec)	graus(dec)	graus(dec)	graus(dec)	

Tabela 4.4.1.3.6 – Previsões conforme equações 2.2.4.20, 2.2.4.21 e 2.2.3.15.

<b>Equações</b>										
Eq. 2.2.4.20	Eq. 2.2.4.21				Eq. 2.2.3.15					
<b>K máx. tensão cisalhante</b>	<b>K máx energia de deformação</b>				<b>R (máx tensão)</b>			<b>R (energia de deformação)</b>		
					t2mín	t2méd	t2máx	t2mín	t2méd	t2máx
360,000				415,690	133,212	214,608	337,896	153,819	247,807	390,167
360,000				415,690	174,348	229,917	345,806	201,319	265,484	399,301
360,000				415,690	133,212	214,608	337,896	153,819	247,807	390,167
360,000				415,690	174,348	229,917	345,806	201,319	265,484	399,301
360,000				415,690	182,860	273,588	371,406	328,531	456,065	600,198
				MPA						N
				para T = 540°C K=720 MPA						

\* os dados de entrada das equações os mesmos da tabela 4.4.1.3.4.

Da análise das tabelas acima, obtém-se a resultante R, conforme equação 2.2.3.15 para somente uma aresta em contato. Esta análise é válida sobre o ponto de vista do dimensionamento de uma aresta cortante, entretanto o contato pleno do cabeçote de facear acontecerá com 03 facas em contato e a força resultante será o somatório das três parcelas.

Logo, recalculando as espessuras médias (conforme equação 2.2.8) para as três facas em contato, defasadas entre si de um ângulo igual a  $360^\circ/z$ , ou seja, a primeira à  $6^\circ$ , a

segundo à 57,42° e a terceira à 108,84°, tem-se os seguintes valores para as grandezas apresentadas acima.

Tabela 4.4.1.3.7 – Previsões conforme equações 2.2.2.3 à 2.2.2.4 (3 arestas).

Equações											
Dados					Eq. 2.2.8	Eq. 2.2.2.3			Eq. 2.2.2.4		
fz	Pastilha	$\alpha$	Vc	ângulo/faca	hm	$\lambda$			$\phi$		
						t2mín	t2méd	t2máx	t2mín	t2méd	t2máx
0,065	apcr	23	30	6	0,0470	2,766	5,021	8,128	21,184	11,243	6,785
0,065		23	30	57,42	0,0623	2,087	3,788	6,132	28,492	15,160	9,109
0,065		23	30	108,84	0,0614	2,117	3,844	6,221	28,064	14,927	8,971
0,1	apcr	23	30	6	0,0723	1,798	3,264	5,284	33,188	17,763	10,655
0,1		23	30	57,42	0,0958	1,357	2,463	3,987	43,611	23,946	14,355
0,1		23	30	108,84	0,0944	1,377	2,500	4,047	43,021	23,577	14,133
0,065	apcr	23	45	6	0,0470	2,766	5,021	8,128	21,184	11,243	6,785
0,065		23	45	57,42	0,0623	2,087	3,788	6,132	28,492	15,160	9,109
0,065		23	45	108,84	0,0614	2,117	3,844	6,221	28,064	14,927	8,971
0,1	apcr	23	45	6	0,0723	1,798	3,264	5,284	33,188	17,763	10,655
0,1		23	45	57,42	0,0958	1,357	2,463	3,987	43,611	23,946	14,355
0,1		23	45	108,84	0,0944	1,377	2,500	4,047	43,021	23,577	14,133
0,1	apkt	23	30	6	0,0470	4,255	6,596	9,149	13,398	8,438	6,000
0,1		23	30	57,42	0,0623	3,210	4,976	6,902	18,080	11,352	8,047
0,1		23	30	108,84	0,0614	3,257	5,049	7,003	17,803	11,178	7,925
		graus(dec)	m/min	mm/faca	mm	—	—	—	graus(dec)	graus(dec)	graus(dec)

Tabela 4.4.1.3.8 – Previsões teóricas conforme equações 2.2.2.5 à 2.2.2.8 (3 arestas).

Equações											
Eq. 2.2.2.5			Eq. 2.2.2.6			Eq. 2.2.2.7			Eq. 2.2.2.8		
Vch/Vs			Vs			Vch			$\gamma_{sp}$		
t2mín	t2méd	t2máx	t2mín	t2méd	t2máx	t2mín	t2méd	t2máx	t2mín	t2méd	t2máx
0,3615	0,1992	0,1230	27,99	30,05	31,02	10,85	5,97	3,69	2,549	4,822	8,114
0,4792	0,2640	0,1631	26,49	29,23	30,51	14,38	7,92	4,89	1,939	3,553	5,989
0,4723	0,2602	0,1607	26,58	29,28	30,54	14,17	7,81	4,82	1,964	3,609	6,084
0,5562	0,3064	0,1893	25,51	28,69	30,18	16,68	9,19	5,68	1,709	3,030	5,096
0,7369	0,4059	0,2508	23,21	27,42	29,40	22,11	12,18	7,52	1,426	2,268	3,755
0,7262	0,4000	0,2471	23,34	27,50	29,44	21,78	12,00	7,41	1,436	2,301	3,816
0,3615	0,1992	0,1230	41,98	45,08	46,54	16,27	8,96	5,54	2,549	4,822	8,114
0,4792	0,2640	0,1631	39,73	43,84	45,77	21,57	11,88	7,34	1,939	3,553	5,989
0,4723	0,2602	0,1607	39,86	43,92	45,82	21,25	11,71	7,23	1,964	3,609	6,084
0,5562	0,3064	0,1893	38,26	43,03	45,27	25,03	13,79	8,52	1,709	3,030	5,096
0,7369	0,4059	0,2508	34,81	41,13	44,10	33,16	18,27	11,29	1,426	2,268	3,755
0,7262	0,4000	0,2471	35,02	41,25	44,17	32,68	18,00	11,12	1,436	2,301	3,816
0,2350	0,1516	0,1093	29,60	30,66	31,20	7,05	4,55	3,28	4,029	6,481	9,209
0,3115	0,2010	0,1449	28,62	30,03	30,75	9,35	6,03	4,35	2,977	4,775	6,807
0,3070	0,1981	0,1428	28,68	30,07	30,77	9,21	5,94	4,28	3,023	4,851	6,914
---	---	---	m/min	m/min	m/min	m/min	m/min	m/min	---	---	---

\* os dados de entrada das equações os mesmos da tabela 4.4.1.3.6

Tabela 4.4.1.3.9 – Previsões conforme equações 2.2.3.1, 2.2.3.2, 2.2.3.3 e 4.1.2.5  
(3 arestas).

Dados						Equações			
						Eq. 2.2.3.1	Eq. 2.2.3.2	Eq. 2.2.3.3	Eq. 4.1.2.5
Pastilha	i	$\alpha$	Vc	Fz	hm	$\eta_c$	$\eta_c$	$\alpha_n$	$\lambda'$
apcr	14,9	23,24	30	0,065	0,0470	11,351	6,05	23,510	44,94
apcr	14,9	23,24	30	0,065	0,0623	11,351	6,05	23,510	44,94
apcr	14,9	23,24	30	0,065	0,0614	11,351	6,05	23,510	44,94
apcr	14,9	23,24	30	0,1	0,0723	11,351	6,05	23,510	44,94
apcr	14,9	23,24	30	0,1	0,0958	11,351	6,05	23,510	44,94
apcr	14,9	23,24	30	0,1	0,0944	11,351	6,05	23,510	44,94
apcr	14,9	23,24	45	0,1	0,0470	10,988	6,05	23,510	44,94
apcr	14,9	23,24	45	0,1	0,0623	10,988	6,05	23,510	44,94
apcr	14,9	23,24	45	0,1	0,0614	10,988	6,05	23,510	44,94
apcr	14,9	23,24	45	0,1	0,0723	10,988	6,05	23,510	44,94
apcr	14,9	23,24	45	0,1	0,0958	10,988	6,05	23,510	44,94
apcr	14,9	23,24	45	0,1	0,0944	10,988	6,05	23,510	44,94
apkt	13,5	11,52	30	0,065	0,0470	10,284	2,66	11,200	33,01
apkt	13,5	11,52	30	0,065	0,0623	10,284	2,66	11,200	33,01
apkt	13,5	11,52	30	0,065	0,0614	10,284	2,66	11,200	33,01
	graus(dec)	graus(dec)	m/min	mm/faca	mm	graus(dec)	graus(dec)	graus(dec)	graus(dec)

Tabela 4.4.1.3.10 – Previsões conforme equações 2.2.4.20, 2.2.4.21 e 2.2.3.15 (3 arestas).

Equações							
2.2.4.20	2.2.4.21	Eq. 2.2.3.15					
K máx. tensão cisalhante	K máx energia de deformação	R (máx tensão)			R (energia de deformação)		
		t2mín	t2méd	t2máx	t2mín	t2méd	t2máx
360,000	415,690	132,795	214,638	338,062	153,338	247,841	390,359
360,000	415,690	152,783	222,580	342,283	176,418	257,012	395,233
360,000	415,690	151,317	222,026	341,993	174,725	256,373	394,898
	Total	436,895	659,245	1022,339	504,481	761,226	1180,489
360,000	415,690	172,153	229,545	345,880	198,784	265,054	399,386
360,000	415,690	250,070	252,686	357,253	288,754	291,775	412,518
360,000	415,690	243,619	251,001	356,452	281,305	289,830	411,593
	Total	665,841	733,231	1059,585	768,843	846,658	1223,497
360,000	415,690	132,795	214,638	338,062	153,338	247,841	390,359
360,000	415,690	152,783	222,580	342,283	176,418	257,012	395,233
360,000	415,690	151,317	222,026	341,993	174,725	256,373	394,898
	Total	436,895	659,245	1022,339	504,481	761,226	1180,489
360,000	415,690	172,153	229,545	345,880	198,784	265,054	399,386
360,000	415,690	250,070	252,686	357,253	288,754	291,775	412,518
360,000	415,690	243,619	251,001	356,452	281,305	289,830	411,593
	Total	665,841	733,231	1059,585	768,843	846,658	1223,497
360,000	415,690	280,619	391,612	521,395	324,029	452,192	602,052
360,000	415,690	319,587	414,975	539,399	369,025	479,169	622,841
360,000	415,690	316,826	413,428	538,243	365,838	477,383	621,506
	Total	917,032	1220,015	1599,037	1058,892	1408,744	1846,399
MPA				N			
para T = 540°C K=720 MPA							

\* os dados de entrada das equações os mesmos da tabela 4.4.1.3.8.

Tabela 4.4.1.3.11 – Previsões conforme equações 2.2.4.20, 2.2.4.21 e 2.2.3.15 (3 arestas).

Equações								
2.2.4.20		2.2.4.21		Eq. 2.2.3.15				
K máx. tensão cisalhante	K máx energia de deformação	R (máx tensão)			R (energia de deformação)			
		t2mín	t2méd	t2máx	t2mín	t2méd	t2máx	
360,000	415,690	132,795	214,638	338,062	153,338	247,841	390,359	
360,000	415,690	152,783	222,580	342,283	176,418	257,012	395,233	
360,000	415,690	151,317	222,026	341,993	174,725	256,373	394,898	
		<b>Total</b>	<b>436,895</b>	<b>659,245</b>	<b>1022,339</b>	<b>504,481</b>	<b>761,226</b>	<b>1180,489</b>
360,000	415,690	172,153	229,545	345,880	198,784	265,054	399,386	
360,000	415,690	250,070	252,686	357,253	288,754	291,775	412,518	
360,000	415,690	243,619	251,001	356,452	281,305	289,830	411,593	
		<b>Total</b>	<b>665,841</b>	<b>733,231</b>	<b>1059,585</b>	<b>768,843</b>	<b>846,658</b>	<b>1223,497</b>
360,000	415,690	132,795	214,638	338,062	153,338	247,841	390,359	
360,000	415,690	152,783	222,580	342,283	176,418	257,012	395,233	
360,000	415,690	151,317	222,026	341,993	174,725	256,373	394,898	
		<b>Total</b>	<b>436,895</b>	<b>659,245</b>	<b>1022,339</b>	<b>504,481</b>	<b>761,226</b>	<b>1180,489</b>
360,000	415,690	172,153	229,545	345,880	198,784	265,054	399,386	
360,000	415,690	250,070	252,686	357,253	288,754	291,775	412,518	
360,000	415,690	243,619	251,001	356,452	281,305	289,830	411,593	
		<b>Total</b>	<b>665,841</b>	<b>733,231</b>	<b>1059,585</b>	<b>768,843</b>	<b>846,658</b>	<b>1223,497</b>
360,000	415,690	280,619	391,612	373,282	324,029	452,192	602,052	
360,000	415,690	319,587	414,975	368,853	369,025	479,169	622,841	
360,000	415,690	316,826	413,428	368,999	365,838	477,383	621,506	
		<b>Total</b>	<b>917,032</b>	<b>1220,015</b>	<b>1111,134</b>	<b>1058,892</b>	<b>1408,744</b>	<b>1846,399</b>
MPA				N				
para T = 540°C K=720 MPA								

\* os dados de entrada das equações os mesmos da tabela 4.4.1.3.8.

Tabela 4.4.1.3.12 – Previsões conforme equações 2.2.3.12, 2.2.3.13 e 2.2.3.5 (3 arestas) para o critério da máxima tensão cisalhante.

Equações								
2.2.3.12			2.2.3.13			2.2.3.5		
Fc (pela máx. tensão cisalhante)			Ft (pela máx. tensão cisalhante)			Fr (pela máx. tensão cisalhante)		
t2mín	t2méd	t2máx	t2mín	t2méd	t2máx	t2mín	t2méd	t2máx
123,614	199,799	314,690	48,519	78,421	123,516	22,532	36,419	57,361
142,221	207,192	318,619	55,822	81,323	125,058	25,923	37,766	58,077
140,856	206,677	318,349	55,286	81,121	124,952	25,675	37,672	58,027
<b>406,690</b>	<b>613,668</b>	<b>951,659</b>	<b>159,626</b>	<b>240,864</b>	<b>373,526</b>	<b>74,130</b>	<b>111,857</b>	<b>173,465</b>
160,251	213,675	321,968	62,898	83,867	126,372	29,210	38,948	58,687
232,781	235,216	332,555	91,367	92,322	130,528	42,430	42,874	60,617
226,776	233,648	331,809	89,010	91,707	130,235	41,336	42,588	60,481
<b>619,808</b>	<b>682,539</b>	<b>986,331</b>	<b>243,275</b>	<b>267,897</b>	<b>387,135</b>	<b>112,976</b>	<b>124,411</b>	<b>179,784</b>
123,614	199,799	314,690	48,519	78,421	123,516	22,532	36,419	57,361
142,221	207,192	318,619	55,822	81,323	125,058	25,923	37,766	58,077
140,856	206,677	318,349	55,286	81,121	124,952	25,675	37,672	58,027
<b>406,690</b>	<b>613,668</b>	<b>951,659</b>	<b>159,626</b>	<b>240,864</b>	<b>373,526</b>	<b>74,130</b>	<b>111,857</b>	<b>173,465</b>
160,251	213,675	321,968	62,898	83,867	126,372	29,210	38,948	58,687
232,781	235,216	332,555	91,367	92,322	130,528	42,430	42,874	60,617
226,776	233,648	331,809	89,010	91,707	130,235	41,336	42,588	60,481
<b>619,808</b>	<b>682,539</b>	<b>986,331</b>	<b>243,275</b>	<b>267,897</b>	<b>387,135</b>	<b>112,976</b>	<b>124,411</b>	<b>179,784</b>
260,533	363,581	484,074	104,258	145,496	193,714	55,191	77,021	102,546
296,711	385,271	500,789	118,736	154,175	200,403	62,855	81,616	106,087
294,148	383,835	499,716	117,710	153,601	199,973	62,312	81,312	105,860
<b>851,392</b>	<b>1132,687</b>	<b>1484,580</b>	<b>340,705</b>	<b>453,272</b>	<b>594,090</b>	<b>180,359</b>	<b>239,948</b>	<b>314,493</b>
N								

Tabela 4.4.1.3.13 – Previsões conforme equações 2.2.3.12, 2.2.3.13 e 2.2.3.5 (3 arestas)  
para o critério da máxima energia de deformação.

<b>Equações</b>								
2.2.3.12			2.2.3.13			2.2.3.5		
Fc (pela máx.energia de def.)			Ft (pela máx.energia de def.)			Fr (pela máx.energia de def.)		
t2mín	t2méd	t2máx	t2mín	t2méd	t2máx	t2mín	t2méd	t2máx
142,737	230,707	363,371	56,024	90,552	142,623	26,017	42,052	66,234
164,221	239,244	367,908	64,457	93,903	144,404	29,934	43,608	67,061
162,645	238,648	367,596	63,838	93,669	144,281	29,646	43,500	67,004
469,603	708,599	1098,875	184,319	278,125	431,308	85,597	129,161	200,299
185,041	246,729	371,774	72,628	96,841	145,921	33,728	44,973	67,766
268,791	271,603	383,999	105,500	106,604	150,719	48,994	49,507	69,994
261,857	269,792	383,137	102,779	105,893	150,381	47,730	49,177	69,837
715,689	788,124	1138,910	280,908	309,339	447,022	130,453	143,656	207,596
142,737	230,707	363,371	56,024	90,552	142,623	26,017	42,052	66,234
164,221	239,244	367,908	64,457	93,903	144,404	29,934	43,608	67,061
162,645	238,648	367,596	63,838	93,669	144,281	29,646	43,500	67,004
469,603	708,599	1098,875	184,319	278,125	431,308	85,597	129,161	200,299
185,041	246,729	371,774	72,628	96,841	145,921	33,728	44,973	67,766
268,791	271,603	383,999	105,500	106,604	150,719	48,994	49,507	69,994
261,857	269,792	383,137	102,779	105,893	150,381	47,730	49,177	69,837
715,689	788,124	1138,910	280,908	309,339	447,022	130,453	143,656	207,596
300,835	419,825	558,958	120,387	168,003	223,680	63,729	88,936	118,410
342,610	444,870	578,259	137,104	178,026	231,404	72,579	94,241	122,498
339,651	443,212	577,019	135,920	177,362	230,908	71,952	93,890	122,236
983,097	1307,907	1714,236	393,410	523,390	685,993	208,259	277,067	363,144
N								

Tabela 4.4.1.3.14 – Previsões conforme equações 2.2.3.9, 2.2.3.10 e 2.2.3.11 (3 arestas).

<b>Equações</b>								
2.2.3.9			2.2.3.10			2.2.3.11		
Igualdade P1 (máx. tensão cis.)			Igualdade P2 (máx. tensão cis.)			Igualdade P3 (máx. tensão cis.)		
t2mín	t2méd	t2máx	t2mín	t2méd	t2máx	t2mín	t2méd	t2máx
123,614	199,799	314,690	22,532	36,419	57,361	48,519	78,421	123,516
142,221	207,192	318,619	25,923	37,766	58,077	55,822	81,323	125,058
140,856	206,677	318,349	25,675	37,672	58,027	55,286	81,121	124,952
406,690	613,668	951,659	74,130	111,857	173,465	159,626	240,864	373,526
160,251	213,675	321,968	29,210	38,948	58,687	62,898	83,867	126,372
232,781	235,216	332,555	42,430	42,874	60,617	91,367	92,322	130,528
226,776	233,648	331,809	41,336	42,588	60,481	89,010	91,707	130,235
619,808	682,539	986,331	112,976	124,411	179,784	243,275	267,897	387,135
123,614	199,799	314,690	22,532	36,419	57,361	48,519	78,421	123,516
142,221	207,192	318,619	25,923	37,766	58,077	55,822	81,323	125,058
140,856	206,677	318,349	25,675	37,672	58,027	55,286	81,121	124,952
406,690	613,668	951,659	74,130	111,857	173,465	159,626	240,864	373,526
160,251	213,675	321,968	29,210	38,948	58,687	62,898	83,867	126,372
232,781	235,216	332,555	42,430	42,874	60,617	91,367	92,322	130,528
226,776	233,648	331,809	41,336	42,588	60,481	89,010	91,707	130,235
619,808	682,539	986,331	112,976	124,411	179,784	243,275	267,897	387,135
260,533	363,581	484,074	55,191	77,021	102,546	104,258	145,496	193,714
296,711	385,271	500,789	62,855	81,616	106,087	118,736	154,175	200,403
294,148	383,835	499,716	62,312	81,312	105,860	117,710	153,601	199,973
851,392	1132,687	1484,580	180,359	239,948	314,493	340,705	453,272	594,090
N								

Tabela 4.4.1.3.15 – Previsões conforme equações 2.2.3.9, 2.2.3.10 e 2.2.3.11 (3 arestas).

Equações								
2.2.3.9			2.2.3.10			2.2.3.11		
Igualdade P1(máx.energia def.)			Igualdade P2(máx.energia def.)			Igualdade P3(máx.energia def.)		
t2min	t2méd	t2máx	t2min	t2méd	t2máx	t2min	t2méd	t2máx
142,737	230,707	363,371	26,017	42,052	66,234	56,024	90,552	142,623
164,221	239,244	367,908	29,934	43,608	67,061	64,457	93,903	144,404
162,645	238,648	367,596	29,646	43,500	67,004	63,838	93,669	144,281
469,603	708,599	1098,875	85,597	129,161	200,299	184,319	278,125	431,308
185,041	246,729	371,774	33,728	44,973	67,766	72,628	96,841	145,921
268,791	271,603	383,999	48,994	49,507	69,994	105,500	106,604	150,719
261,857	269,792	383,137	47,730	49,177	69,837	102,779	105,893	150,381
715,689	788,124	1138,910	130,453	143,656	207,596	280,908	309,339	447,022
142,737	230,707	363,371	26,017	42,052	66,234	56,024	90,552	142,623
164,221	239,244	367,908	29,934	43,608	67,061	64,457	93,903	144,404
162,645	238,648	367,596	29,646	43,500	67,004	63,838	93,669	144,281
469,603	708,599	1098,875	85,597	129,161	200,299	184,319	278,125	431,308
185,041	246,729	371,774	33,728	44,973	67,766	72,628	96,841	145,921
268,791	271,603	383,999	48,994	49,507	69,994	105,500	106,604	150,719
261,857	269,792	383,137	47,730	49,177	69,837	102,779	105,893	150,381
715,689	788,124	1138,910	130,453	143,656	207,596	280,908	309,339	447,022
300,835	419,825	558,958	63,729	88,936	118,410	120,387	168,003	223,680
342,610	444,870	578,259	72,579	94,241	122,498	137,104	178,026	231,404
339,651	443,212	577,019	71,952	93,890	122,236	135,920	177,362	230,908
983,097	1307,907	1714,236	208,259	277,067	363,144	393,410	523,390	685,993
N								

Tabela 4.4.1.3.16 – Previsões conforme equações 2.2.3.21, 2.2.3.22 e 2.2.3.23 e 4.4.1.1.2 para o critério da máxima tensão cisalhante (3 arestas).

Ângulo	Equações											
	2.2.3.21			2.2.3.22			2.2.3.23			4.4.1.1.2		
	Fx			Fy			Fz			FU		
t2min	t2méd	t2máx	t2min	t2méd	t2máx	t2min	t2méd	t2máx	t2min	t2méd	t2máx	
6	125,2924	202,5111	318,9622	9,48728	-184,12	67,49303	48,519	78,421	123,516	350,9146	488,0866	619,0285
57,42	98,42664	143,3915	220,5069	-105,882	-210,49	-236,627	55,822	81,323	125,058			
108,84	-21,1869	-31,0875	-47,8849	-141,6	109,8211	214,072	55,286	81,121	124,952			
	202,5321	314,8151	491,5842	-237,994	-284,788	44,93846	159,626	240,8644	373,526	542,4471	439,2825	677,4033
6	162,4262	216,5757	326,3382	12,2991	-101,646	144,7257	62,898	83,867	126,372			
57,42	161,1008	162,7859	230,1509	-173,303	-116,75	-156,318	91,367	92,322	130,528			
108,84	-34,1108	-35,1444	-49,9093	-227,975	166,2899	240,4573	89,010	91,707	130,235			
	289,4162	344,2172	506,5798	-388,979	-52,1063	228,8646	243,2746	267,8965	387,1346	350,9146	488,0866	619,0285
6	125,2924	202,5111	318,9622	9,48728	-184,12	67,49303	48,519	78,421	123,516			
57,42	98,42664	143,3915	220,5069	-105,882	-210,49	-236,627	55,822	81,323	125,058			
108,84	-21,1869	-31,0875	-47,8849	-141,6	109,8211	214,072	55,286	81,121	124,952			
	202,5321	314,8151	491,5842	-237,994	-284,788	44,93846	159,626	240,8644	373,526	542,4471	439,2825	677,4033
6	162,4262	216,5757	326,3382	12,2991	-101,646	144,7257	62,898	83,867	126,372			
57,42	161,1008	162,7859	230,1509	-173,303	-116,75	-156,318	91,367	92,322	130,528			
108,84	-34,1108	-35,1444	-49,9093	-227,975	166,2899	240,4573	89,010	91,707	130,235			
	289,4162	344,2172	506,5798	-388,979	-52,1063	228,8646	243,2746	267,8965	387,1346	740,4628	1087,443	1382,826
6	264,8743	369,64	492,1414	27,65579	355,2459	20,03652	104,258	145,496	193,714			
57,42	212,7363	276,2323	359,0568	-216,175	139,6916	509,3466	118,736	154,175	200,403			
108,84	-36,0143	-46,9953	-61,1833	-298,511	291,4608	437,6437	117,710	153,601	199,973			
	441,5963	598,8771	790,015	-487,03	786,3984	967,0268	340,7047	453,2718	594,0901	N		

Tabela 4.4.1.3.17 – Previsões conforme equações 2.2.3.21, 2.2.3.22 e 2.2.3.23 e 4.4.1.1.2 para o critério da máxima energia de deformação (3 arestas).

Equações												
	2.2.3.21			2.2.3.22			2.2.3.23			4.4.1.1.2		
	Fx			Fy			Fz			FU		
Ângulo	t2min	t2méd	t2máx	t2min	t2méd	t2máx	t2min	t2méd	t2máx	t2min	t2méd	t2máx
6	144,6744	233,8384	368,3039	10,95491	-167,709	254,2877	56,024	90,552	142,623	405,1991	529,3515	802,0467
57,42	113,6527	165,5734	254,6181	-122,261	-236,641	-156,607	64,457	93,903	144,404			
108,84	-24,4644	-35,8965	-55,2924	-163,505	138,4254	269,8086	63,838	93,669	144,281			
	233,8626	363,5153	567,6296	-274,811	-265,925	367,4895	184,3192	278,1248	431,3084			
6	187,5526	250,0788	376,8209	14,2017	-12,1534	326,4382	72,628	96,841	145,921	626,3607	533,6258	957,7604
57,42	186,0222	187,968	265,754	-200,112	-20,7385	-16,088	105,500	106,604	150,719			
108,84	-39,3875	-40,5811	-57,63	-263,241	209,2072	302,2799	102,779	105,893	150,381			
	334,1873	397,4657	584,9449	-449,152	176,3152	612,6301	280,9079	309,3386	447,0221			
6	144,6744	233,8384	368,3039	10,95491	-167,709	254,2877	56,024	90,552	142,623	405,1991	529,3515	802,0467
57,42	113,6527	165,5734	254,6181	-122,261	-236,641	-156,607	64,457	93,903	144,404			
108,84	-24,4644	-35,8965	-55,2924	-163,505	138,4254	269,8086	63,838	93,669	144,281			
	233,8626	363,5153	567,6296	-274,811	-265,925	367,4895	184,3192	278,1248	431,3084			
6	187,5526	250,0788	376,8209	14,2017	-12,1534	326,4382	72,628	96,841	145,921	626,3607	533,6258	957,7604
57,42	186,0222	187,968	265,754	-200,112	-20,7385	-16,088	105,500	106,604	150,719			
108,84	-39,3875	-40,5811	-57,63	-263,241	209,2072	302,2799	102,779	105,893	150,381			
	334,1873	397,4657	584,9449	-449,152	176,3152	612,6301	280,9079	309,3386	447,0221			
6	305,8489	426,8213	568,2729	31,93399	44,56483	59,33394	120,387	168,003	223,680	855,0083	1133,17	1483,437
57,42	245,6454	318,9639	414,6009	-249,616	-324,119	-421,302	137,104	178,026	231,404			
108,84	-41,5856	-54,2652	-70,648	-344,689	-449,786	-585,578	135,920	177,362	230,908			
	509,9088	691,52	912,2259	-562,371	-729,341	-947,546	393,4099	523,3905	685,9926			
graus(dec)	N											

Da análise das tabelas 4.4.1.3.2 à 4.4.1.3.17 é possível observar as seguintes mudanças a partir da manipulação dos valores de entrada do sistema de usinagem:

- O aumento da velocidade de corte ( $V_c$ ) não altera o valor da espessura média do cavaco ( $h_m$ );
- O aumento do avanço por faca  $F_z$  resulta no aumento direto da espessura média do cavaco ( $F_z$ );
- O aumento da espessura deformada de cavaco ( $t_2$ ) resulta no aumento do fator de compressão ( $\lambda$ ) e diminui o ângulo do plano de cisalhamento ( $\phi$ );
- A diminuição do ângulo de saída ( $\alpha$ ) aumenta o fator de compressão e por conseguinte diminui o ângulo do plano de cisalhamento ( $\phi$ );
- O aumento da espessura deformada do cavaco ( $t_2$ ) aumenta a velocidade de cisalhamento do cavaco ( $V_{ch}$ ) e aumenta a deformação ao longo do plano de cisalhamento ( $\gamma_{sp}$ );

- A diminuição do ângulo de inclinação ( $i$ ) e do ângulo de saída ( $\alpha$ ) resultam na diminuição do ângulo de escoamento do cavaco ( $\eta_c$ ), do ângulo normal de saída ( $\alpha_n$ ) e do ângulo de atrito médio da interface cavaco-ferramenta ( $\lambda'$ );
- A diferença de critério para a definição da tensão cisalhante  $K$  resulta na notável diferença da resultante ( $R$ ). O critério da máxima energia de deformação apresenta um valor maior para a resultante ( $R$ ) que o critério da tensão máxima cisalhante;
- A resultante ( $R$ ) aumenta a medida que a espessura deformada do cavaco ( $t$ ) aumenta;
- A resultante  $R$  aumenta a medida que ocorrem a diminuição do ângulo de inclinação ( $i$ ) e do ângulo de saída ( $\alpha$ ), condição que tende o corte para ortogonal puro;
- A diminuição do ângulo de inclinação ( $i$ ) e do ângulo de saída ( $\alpha$ ) resulta no aumento das componentes  $F_x$ ,  $F_y$  e  $F_z$ , levando conseqüentemente à um aumento de  $F_u$ .

#### 4.4.2 Análise crítica dos resultados da etapa 4

- Para a estratégia discordante, a magnitude dos vetores  $F_x$ ,  $F_y$  e  $F_z$  da força de usinagem  $F_u$ , medidos, são em ordem de grandeza:  $F_x > F_y > F_z$ ;
- Para a estratégia concordante, a magnitude dos vetores  $F_x$ ,  $F_y$  e  $F_z$  da força de usinagem  $F_u$ , medidos, são em ordem de grandeza:  $F_y > F_x > F_z$ ;
- A mudança de estratégia de corte, ou seja, de discordante para concordante resultou em um aumento da  $F_u$  em 6,54 % para a geometria APCR e 7,75 % para a geometria APKT;
- O aumento da velocidade de avanço na estratégia discordante resultou em um aumento da  $F_u$  em 15,36 % para a geometria APCR e em 23,55 % para a geometria APKT, ambas partindo de  $v_f = 48,28$  mm/min para  $v_f = 68,97$  mm/min, ou seja, um aumento percentual de  $v_f$  igual à 42,85%;
- O aumento da velocidade de avanço na estratégia concordante resultou em um aumento da  $F_u$  em 14,10 % para a geometria APCR e em 17,6 % para a geometria

APKT, ambas partindo de  $v_f = 48,28$  mm/min para  $v_f=68,97$ mm/min, ou seja, um aumento percentual de  $v_f$  igual à 42,85%;

- A mudança da geometria APCR para a geometria APKT, ou seja, alterando os ângulos de saída radial e axial de  $14^{\circ}51'$  e  $23^{\circ}24'$  para  $13^{\circ}35'$  e  $11^{\circ}52'$  resultou num aumento de forças  $F_u$  na estratégia discordante em 25,59 % , e em 26,93 % para a estratégia concordante;
- Diante dos resultados medidos, é possível afirmar que a mudança de geometria possui a maior influência na  $F_u$  seguido da mudança de  $V_c$  e finalmente na mudança de estratégia;
- As componentes máximas do vetor  $F_u$  estão sempre associadas ao comportamento da estratégia, ou seja, para a estratégia discordante a  $F_x$  máxima está presente no vetor  $F_u$  máximo e para a estratégia concordante a  $F_y$  máxima está presente no vetor  $F_u$  máximo;
- Para a análise do comportamento gráfico, a estratégia discordante apresenta um sinal de  $F_x$  que não tende ao espectro de  $F_y$ , enquanto para a estratégia concordante, ocorre o oposto. Este fato evidencia a alteração na orientação da força que ocorre na estratégia discordante e que é praticamente eliminada na concordante;
- O espectro de  $F_z$  para ambas a estratégias é similar em todas as condições de corte previstas;
- É possível verificar que  $F_y$  da estratégia discordante está associada durante a entrada do corte em valores próximos de zero devido à espessura nula do cavaco nesta posição, e à valores máximos quando ocorre a saída da aresta de corte de dentro do material. Esta posição final está sujeita basicamente à tensões trativas em uma seção transversal que tende à máxima dentro da espessura senoidal do cavaco formado;
- É possível verificar que  $F_y$  da estratégia concordante está associada durante a entrada do corte em valore próximos do máximo de  $F_y$  devido ao impacto que a aresta de corte impõem no material, gerando basicamente tensões compressivas na seção onde a ferramenta irá penetrar. No final do corte, a  $F_y$  apresenta valores menores que o comportamento médio, uma vez que a espessura tende a zero neste

trecho, ou seja, às tensões trativas no final do corte ocorrem em uma seção transversal de cavaco que tende a zero;

- A componente  $F_y$  da estratégia concordante está sujeita às tensões de superfície para a entrada do corte quando a espessura do cavaco tende a zero, ou seja na entrada do corte, entretanto para a estratégia concordante, tal efeito é minimizado devido à espessura tender a zero quando a ferramenta já está penetrada na peça;
- As diferenças entre os valores medidos e as previsões teóricas sem considerar os efeitos do aumento de comprimento através da existência do raio de ponta da pastilha (que levaria a um aumento da lagura de corte em 11,41%) além do encruamento sofrido pelo material durante o corte, pode ser visto na tabela 4.4.2.1:

Tabela 4.4.2.1 – Comparativo entre a previsão teórica (R) e ensaio (Fu)

Vc	Fz	Geometria	Fu - ensaio	Fu – calculada (máx. tensão)	$\Delta$ % (máx. tensão)	Fu – calculada (máx. Energia)	$\Delta$ % (máx. Energia)
30	0,065	APCR	1069,35	619,02	-42,11	802,04	-24,99
30	0,065	APKT	1389,13	1382,82	-0,45	1483,43	+7,27

- Uma importante correlação que pode ser obtida através da análise das componentes  $F_x$ ,  $F_y$  e  $F_z$  é o desgaste mais acentuado da pastilha para a estratégia discordante em relação à estratégia concordante. Como foi verificado durante todos os gráficos de  $F_x$  e  $F_y$ , a componente na direção do avanço, que representa a maior potência consumida na operação ( $F_x$ ) é maior para a estratégia discordante que para a estratégia concordante, fato que leva, além das maiores tensões na entrada do corte devido à espessura reduzida do cavaco e elevadas tensões trativas na saída da aresta do corte devido às elevadas tensões trativas associadas ao alongamento do cavaco que ainda permanece solidário à peça. Desta forma, justifica-se o desgaste mesmo que a  $F_u$  medida para estratégia discordante apresente um valor maior, uma vez que o impacto no material não representou um causa dominante para o desgaste, como o encruamento na entrada do corte e o alongamento na saída do mesmo;

#### 4.5 Resultados da etapa 5

Segue abaixo a avaliação da microdureza realizada conforme tabela 3.8.5.1. Esta etapa pode avaliar 06 conclusões que serão discutidas em 4.5.1. Assim, seguem os resultados gráficos conforme citado acima.

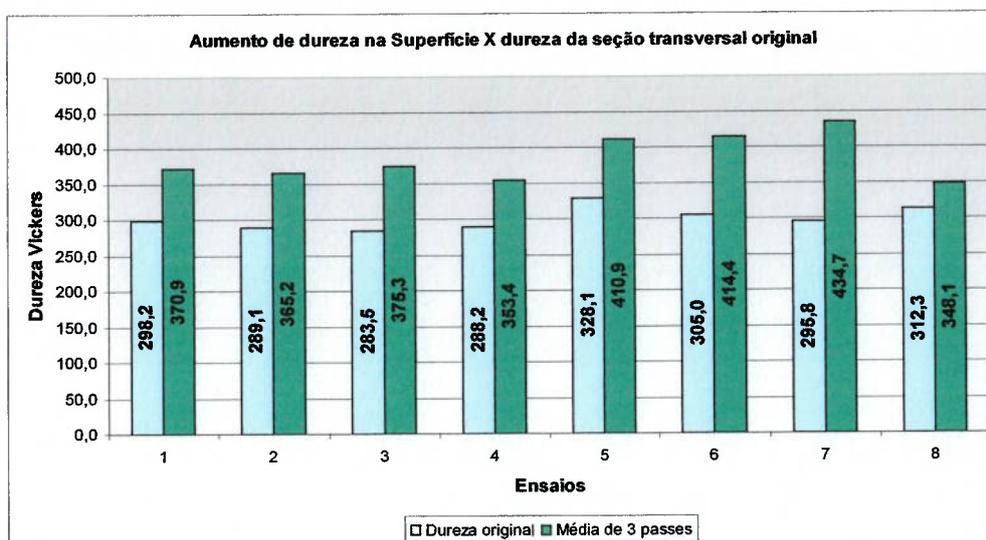


Figura 4.5.1. – Perfil de microdureza da superfície usinada em função das diferentes condições de corte, conforme tabela 3.8.5.1. Mapa geral do comportamento do material sob as diferentes condições dos ensaios.

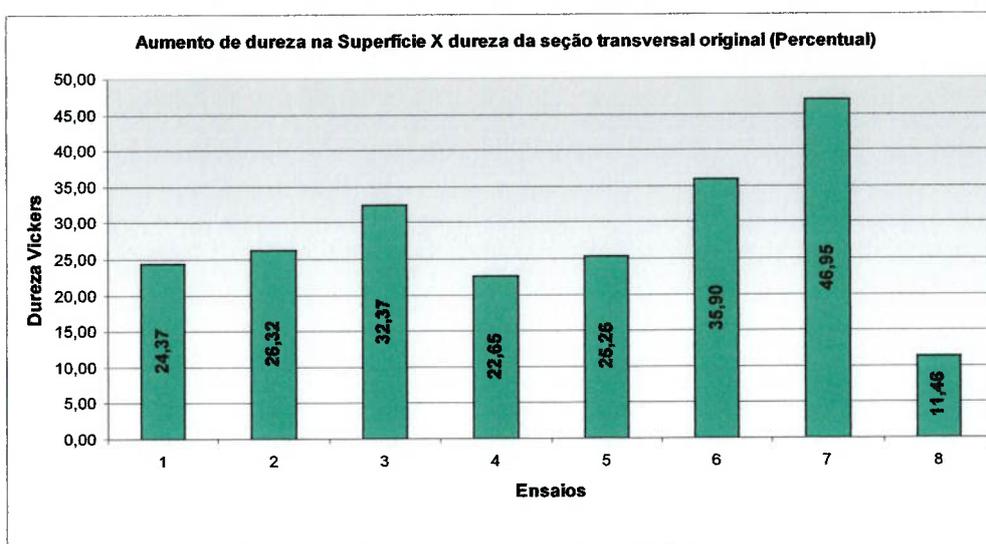


Figura 4.5.2. – Perfil de microdureza da superfície usinada em função das diferentes condições de corte, conforme tabela 3.8.5.1. Aumento percentual de microdureza do material sob as diferentes condições dos ensaios.

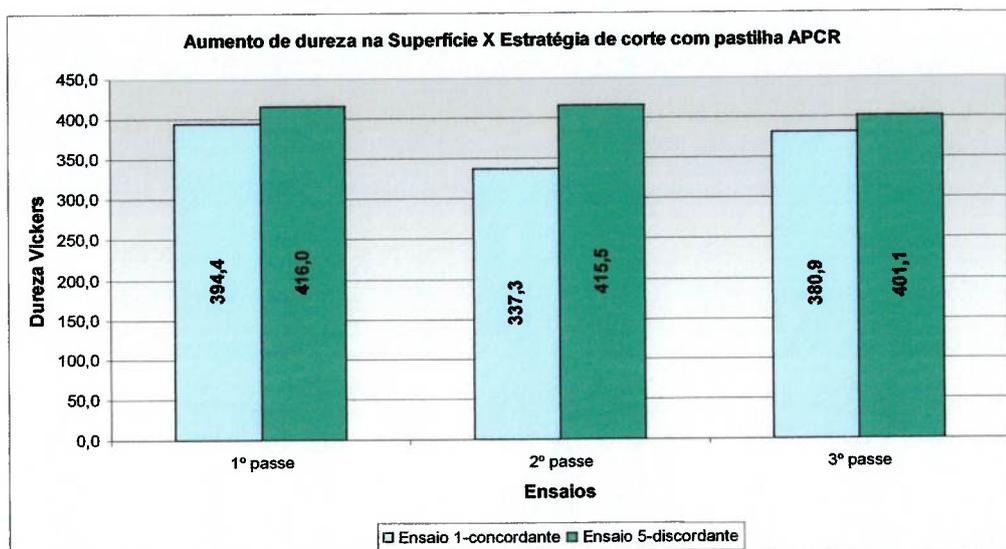


Figura 4.5.3. – Perfil de microdureza da superfície usinada em função da mudança da estratégia de corte conforme tabela 3.8.5.1. Mudança do valor da microdureza do material com a mudança do corte concordante para discordante com a pastilha APCR.

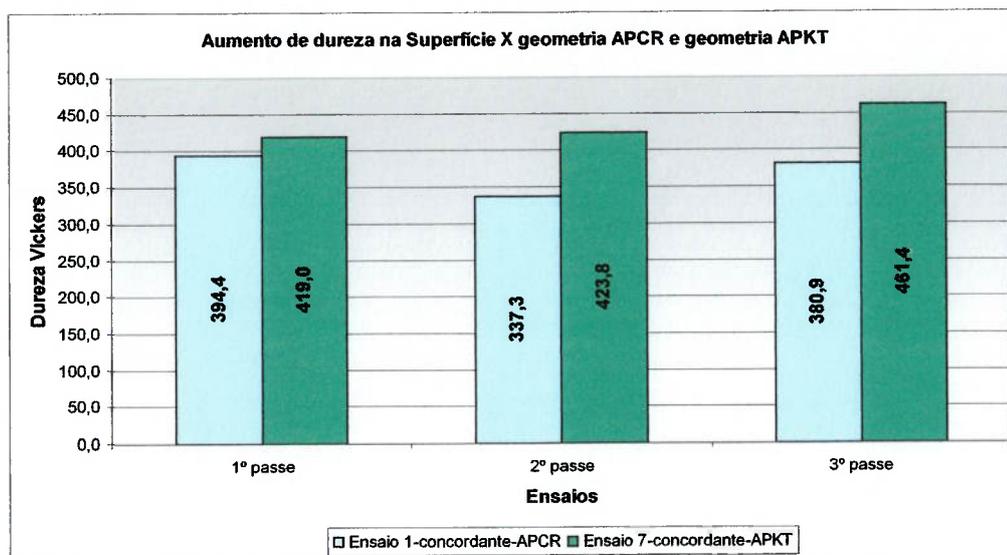


Figura 4.5.4. – Perfil de microdureza da superfície usinada em função da mudança de geometria da ferramenta de corte conforme tabela 3.8.5.1. Mudança do valor da microdureza do material com a mudança da pastilha APCR para a pastilha APKT sob mesma estratégia de corte.

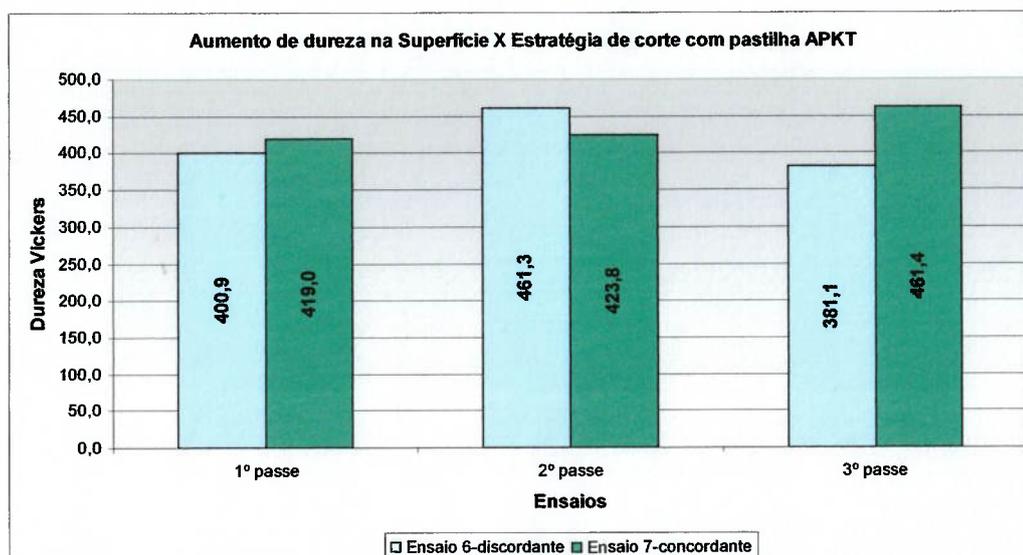


Figura 4.5.5. – Perfil de microdureza da superfície usinada em função da mudança da estratégia de corte conforme tabela 3.8.5.1. Mudança do valor da dureza do material com a mudança do corte concordante para discordante com a pastilha APKT.

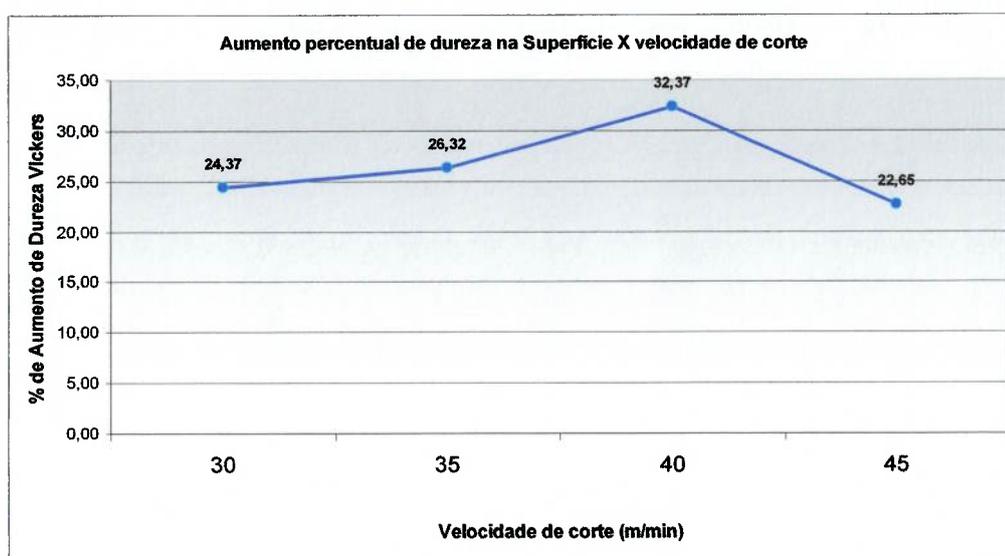


Figura 4.5.6. – Evolutivo da mudança de dureza da superfície usinada em função da mudança da velocidade de corte conforme tabela 3.8.5.1.

Ainda dentro da tabela 3.8.5.1., bem como através da metodologia proposta em 3.8.5 para a realização dos ensaios, tem-se as figuras 4.5.7 a 4.5.14 que apresentam o comportamento do perfil da microdureza da seção transversal após a usinagem. A referência negativa no eixo vertical foi adotada para salientar que as medições foram tomadas sempre a partir da face usinada na direção vertical para baixo.

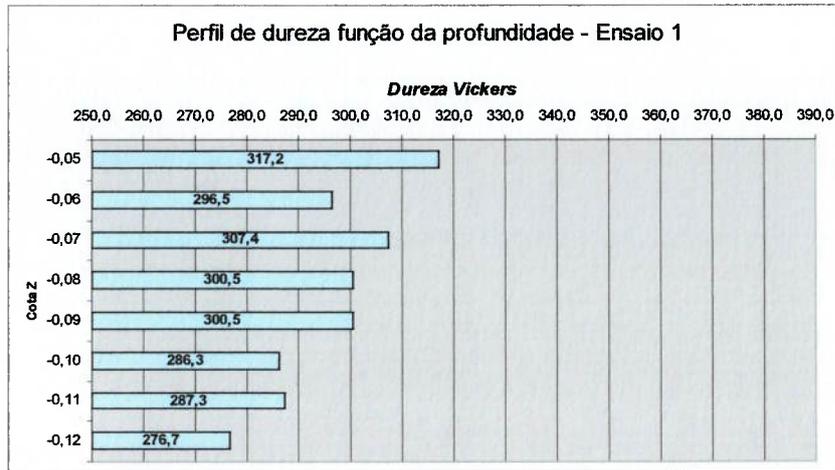


Figura 4.5.7. – Perfil de microdureza em função da profundidade para o ensaio 1, conforme tabela 3.8.5.1.

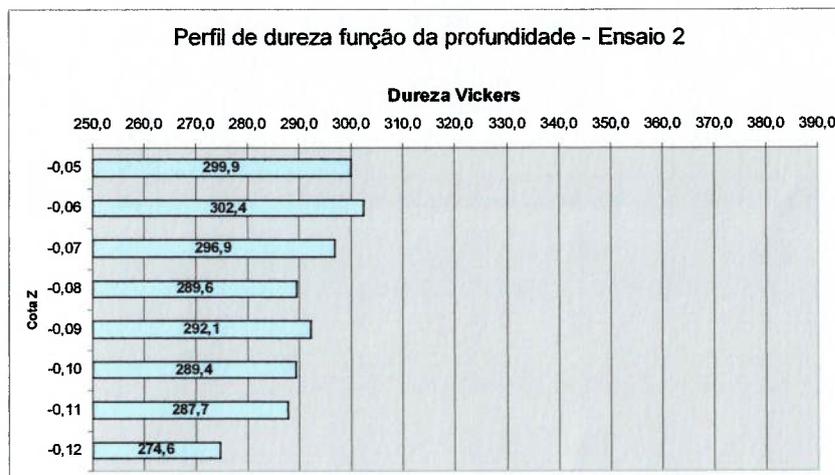


Figura 4.5.8. – Perfil de microdureza em função da profundidade para o ensaio 2, conforme tabela 3.8.5.1.

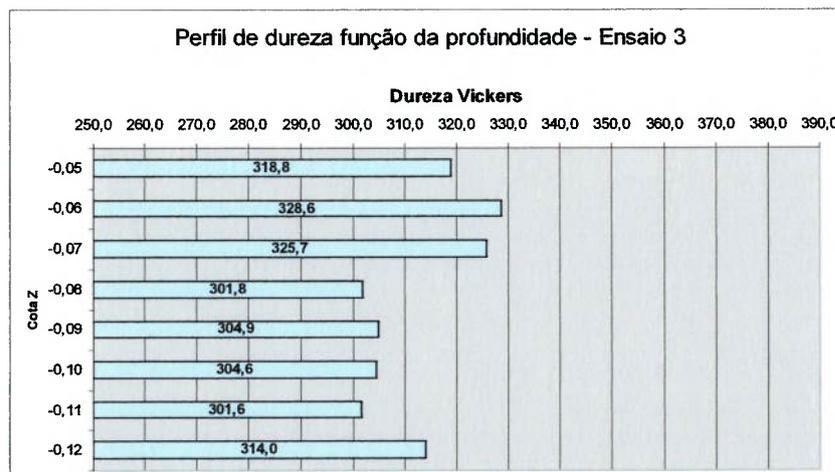


Figura 4.5.9. – Perfil de microdureza em função da profundidade para o ensaio 3, conforme tabela 3.8.5.1.

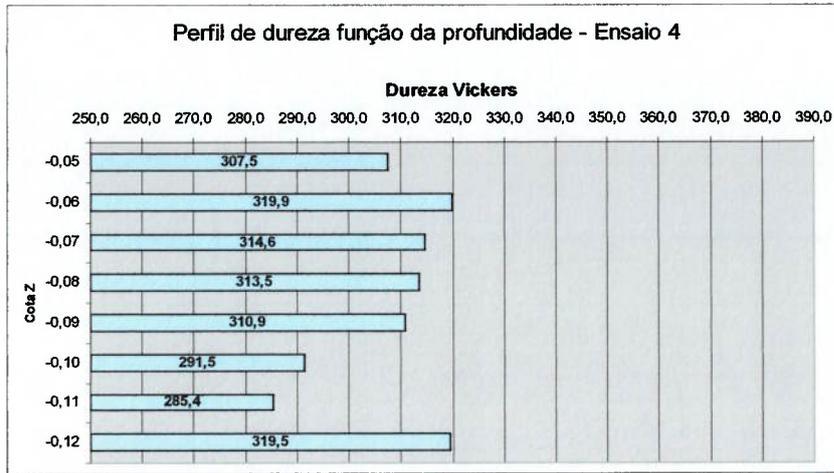


Figura 4.5.10. – Perfil de dureza em função da profundidade para o ensaio 4, conforme tabela 3.8.5.1.

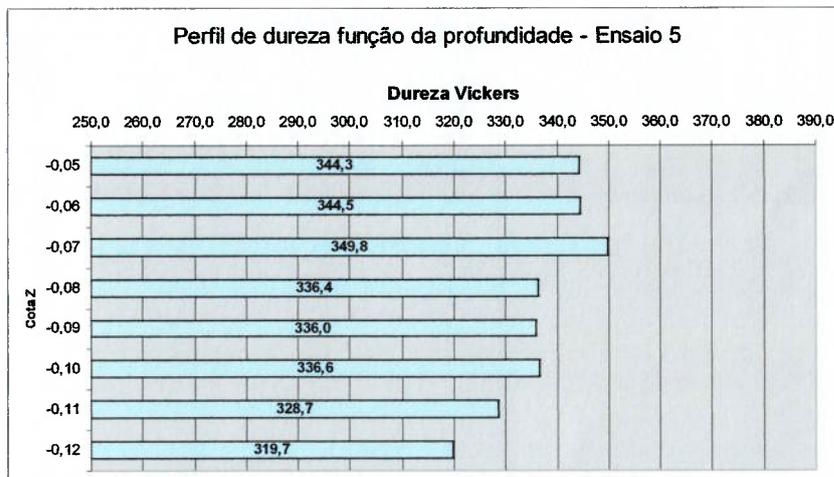


Figura 4.5.11. – Perfil de dureza em função da profundidade para o ensaio 5, conforme tabela 3.8.5.1.

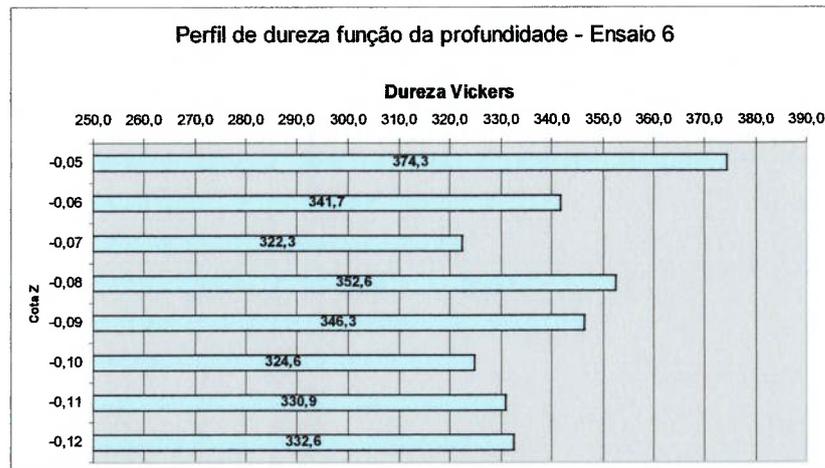


Figura 4.5.12. – Perfil de dureza em função da profundidade para o ensaio 6, conforme tabela 3.8.5.1.

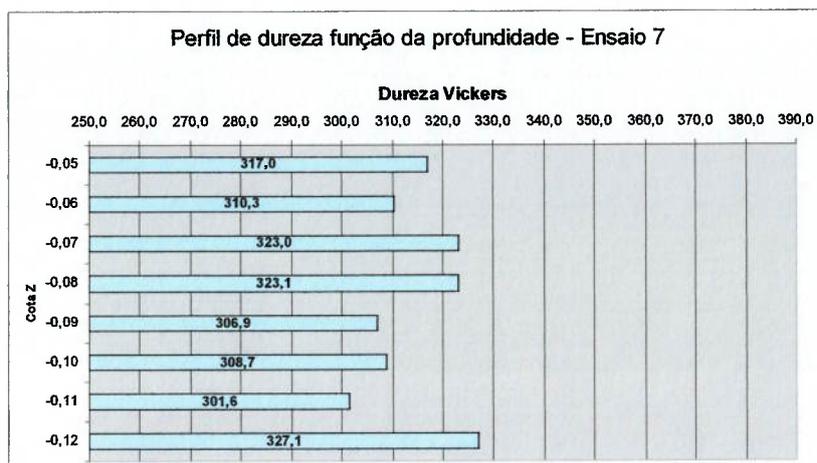


Figura 4.5.13. – Perfil de dureza em função da profundidade para o ensaio 7, conforme tabela 3.8.5.1.

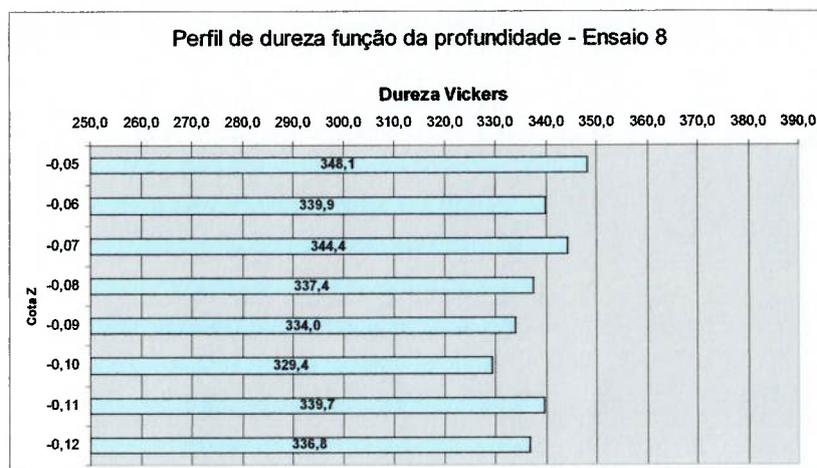


Figura 4.5.14. – Perfil de dureza em função da profundidade para o ensaio 8, conforme tabela 3.8.5.1.

#### 4.5.1 Discussão dos resultados da etapa 5

A partir da análise de 4.5.1 e 4.5.2 é possível concluir que há encruamento do material, com subsequente aumento da dureza Vickers medida em todas as condições de corte sugerida na tabela 3.8.5.1. .

Através do gráfico apresentado em 4.5.3 é possível concluir que para a geometria APCR, a mudança na estratégia de corte, ou seja, de discordante para concordante resulta no aumento da dureza do material após a usinagem.

Outro ponto verificado em 4.5.4 é possível concluir que a mudança de geometria da pastilha (de APCR para APKT) resultou no aumento da dureza do material após a usinagem.

Contrariando a tendência vista e 4.5.3, é possível concluir através de 4.5.5 que para a geometria APKT, a mudança na estratégia de corte, ou seja, de discordante para concordante não apresenta uma tendência definida como ocorreu com a pastilha APCR.

Da tentativa de se apresentar um evolutivo da mudança da dureza em função do aumento da velocidade de corte, foi possível avaliar que os 4 pontos arbitrados na figura 4.5.6 não são suficientes para uma tomada de decisão frente à uma possível constante de encruamento ou mesmo uma possível taxa de deformação em função da velocidade de corte, pois a medida que esta fosse aumentada, a dureza também aumentaria sob uma determinada relação que no máximo atingiria a estagnação (saturação) e nunca a inversão de orientação da derivada do ponto. Este comportamento surgiu no intervalo entre 40 e 45 m/min. Um comportamento semelhante a este foi apresentado por Hutchings [29] em sua abordagem sobre os regimes de desgaste em função da carga normal aplicada. Conforme Hutchings [29], é possível ocorrer uma inversão de sentido na taxa de desgaste a medida que a carga normal aumenta, fato este que por hipótese não deveria ocorrer. A explicação para tal fato é que o tribosistema no qual o desgaste ocorre possui uma parcela mecânica (atrito) e outra química (reações físico-químicas) que poderá causar este tipo de inflexão, devido à formação de óxidos, mudanças estruturais de origem química e influência do meio que circunda o sistema em análise. Transformações metalúrgicas também ocorrem quando a temperatura se eleva na interface ferramenta-peça, tornando evidente um aumento de desgaste sem que se eleve a dureza.

A figura 4.5.1.1 apresenta a curva da taxa de desgaste em função da carga normal aplicada, conforme Hutchings [29]. A análise de 4.5.1.1 como semelhança ao gráfico de 4.5.6 se faz pelo fato de que sob uma determinada carga, ou velocidade de corte, tem-se um valor menor de desgaste ou encruamento que aquele apresentado no momento anterior.

Através dos gráficos apresentados nas figuras 4.5.7 à 4.5.14, foi possível novamente avaliar que a dureza do material se eleva após a usinagem, entretanto não há um perfil definido de encruamento ao longo da orientação vertical. Porém, apesar da dureza da

camada mais externa da peça ( $z=0$ ) ser aquela mais afetada pelos efeitos do processo, não é possível afirmar que a dureza nesta será sempre a mais alta.

Realizando uma análise direta através da média dos valores da dureza em função da orientação vertical não se obtém qualquer resultado representativo a não ser através da moda, parâmetro estatístico que novamente contribui com o fato de que ocorre aumento de dureza e que esta se localiza nas adjacências da superfície, medida na seção transversal.

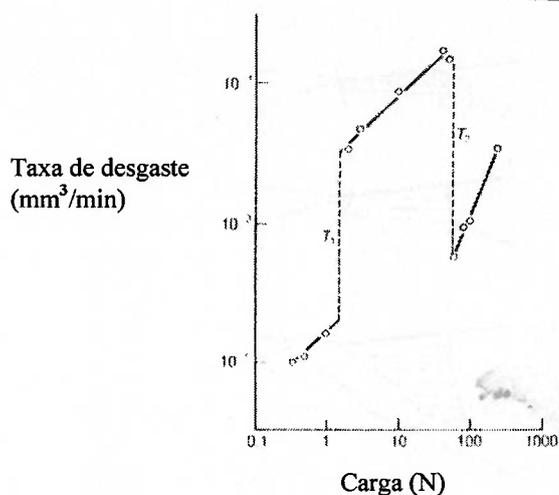


Figura 4.5.1.1 – Regimes de desgaste por deslizamento em função da carga aplicada. Lê-se carga (em newton) na ordenada e taxa de desgaste na abcissa (em mm<sup>3</sup>/min). Ensaio realizado em aço 1050, conforme Hutchings [29].

#### 4.5.2 Análise crítica dos resultados da etapa 5

- A mudança de estratégia, ou seja de discordante para concordante representou um aumento de microdureza de 11,3% para a pastilha APCR;
- A mudança de geometria dentro da mesma estratégia (concordante) representou um aumento de microdureza de 17,67%;
- Uma curva de aumento de microdureza em função da velocidade de corte foi traçada, evidenciando que sob as condições definidas como de melhor desempenho

- nas quatro fases anteriores ( $V_c = 30$  m/min,  $F_z = 0,065$  mm/faca, concordante, APCR e IC 928) o material tem um aumento percentual de microdureza de dureza 24,37%;
- Ocorre inflexão da tendência do encruamento quando da usinagem com velocidades de corte entre 40 e 45 m/min;
  - A melhor condição de corte identificada nas 4 etapas anteriores oferece um encruamento percentual de 24,37 % no material da peça, fato este poderá auxiliar no entendimento da diferença existente entre o valor da força medido e aquele previsto, uma vez que devido o encruamento, este material tem suas propriedades alteradas, sendo a usinabilidade uma função de diversos fatores, inclusive a dureza;
  - Da figura 4.5.2, pode-se observar para o ensaio 8 que a não utilização de refrigeração proporcionou o menor aumento percentual de microdureza. Esta condição está associada a refratância do material, visto que as transformações metalúrgicas que potencialmente o Inconel 625 irá sofrer com o resfriamento através do fluido aceleram as mudanças estruturais do material que permanece solidário à peça, aumentando sua dureza como foi visto nos ensaios de 1 à 7. Assim, uma temperatura de operação mais alta será prejudicial para a ferramenta e para a adesão que irá ocorrer, entretanto, para as transformações metalúrgicas que ocorrem no material da peça, esta temperatura não possui um efeito significativo.

## 5. CONCLUSÃO

Após a realização das 5 etapas de ensaios e concluir a revisão bibliográfica através do estudo das deformações dos materiais, é possível afirmar a proeminente capacidade de aumento de resistência após a aplicação do trabalho mecânico do corte é a principal característica da superliga Inconel 625 depositada na forma de revstimento metálico. Ou seja, a tradução do termo “work-harden” como aumento de resistência à penetração da ferramenta e tração do cavaco no final do corte podem ser aplicadas quando do estudo da usinabilidade deste material.

Um mapa geral de diversas condições de corte foi desenvolvido com objetivo de iniciar a definição das estratégias mais adequadas para a operação de fresamento, sendo possível concluir que o corte concordante, por reduzir a severidade da penetração e praticamente eliminar os efeitos de tensões trativa no final do corte se mostrou superior em vida de ferramenta.

A abordagem sobre a microestrutura e os constituintes da liga também possibilitou complementar o entendimento da baixa usinabilidade, uma vez que os carbonetos presentes nesta se mostraram eficientes para a aumentar a resistência à tração, diminuir a condutividade térmica e acelerar o desgaste abrasivo, condições contrárias à usinabilidade. Assim, verificou-se através da revisão bibliográfica bem como através da progressão do desgaste que estes participam de maneira expressiva do resultado da vida da ferramenta.

O entendimento do tribossistema formado entre peça-ferramenta-fluido refrigerante/lubrificante também conduziu à conclusões sobre a adesão do Inconel 625 nas superfícies da ferramenta. A variável temperatura foi marcante para a conclusão de que um maior gradiente térmico é menos prejudicial que o aumento da adesão, quando da tentativa de usinagem sem fluido refrigerante/lubrificante. Desta maneira, considera-se fundamental a aplicação de fluido para a condição adequada de usinagem de superligas a base de níquel.

Um outro aspecto desta pesquisa foi a presença de um maior número de variáveis associadas, de maneira intrínseca, à utilização de ferramenta intercambiável de diâmetro médio (63mm). Esta escolha possibilitou identificar a heterogeneidade da evolução do degaste entre as diferentes arestas. Este fato não altera o mecanismo nem a manifestação

do desgaste, mas somente a intensidade que este irá ocorrer nas diferentes posições de corte da ferramenta.

O estudo das forças envolvidas na operação também possibilitou afirmar que o maior desgaste está associado à maior componente da força de usinagem e não necessariamente à maior resultante. Desta forma, mesmo o impacto da entrada do corte concordante resultar numa maior componente medida, esta condição não se mostrou aquela de maior influência na taxa de desgaste. Por outro lado, uma maior componente na direção do avanço, condição do corte discordante, pode ser entendida, entre outras causas, com de grande influência para o desgaste.

Uma importante contribuição foi obtida através da utilização da teoria de usinagem de P.L.B Oxley para a previsão da força de usinagem. É notória a dificuldade em obter os coeficientes solicitados pelas equações mais rebuscadas, de qualquer modelo de usinagem, para materiais considerados avançados como o Inconel 625, entretanto o modelo aplicado, sustentado em relações geométrico-práticas, resultou no entendimento do corte não somente como função das propriedades do material (deformação, taxa de deformação e temperatura) como exposto por Oxley, mas também pelo entendimento da geometria da cunha cortante que realiza o trabalho do corte e da deformação presente na usinagem dos materiais.

A avaliação do aumento da microdureza em função das diversas condições de corte auxiliou no entendimento de uma grandeza que possui grande influência na usinabilidade - a dureza- e como esta se comporta com a usinagem, sendo a variação desta um fator de grande influência na definição de qual critério de escoamento será o mais adequado para a deformação e o encruamento sofrido.

Diante da grande quantidade de resultados, acredita-se que a revisão bibliográfica tenha sido suficiente e que esta será de grande utilização nos trabalhos futuros, sendo estes voltados à análise de processo de fresamento, mecanismos de deformação e formação do cavaco além de aspectos tecnológicos voltados ao desgaste e a otimização do processo de usinagem.

## 6. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- [1] – E.O.Ezugwu, Z.M.Wang, A.R.Machado - “ **The machinability of nickel-based alloys: a review.**” - Journal of Materials Processing Technology 86 (1999) 1-16
- [2] – Metals Handbook – Ninth Edition  
Volume 3 – Properties and Selection: Stainless Steels, Tool materials and Specials  
Purpose metals.  
Heat-Resistant Materials
- [3] – J.S.Ogborn, D.L. Olson, M.J. Cieslak – “ **Influence of solidification on the microstructural evolution of nickel base weld metal.**” - Materials Science and Engineering A203 (1995) 134-139
- [4] – Metals Handbook – Ninth Edition  
Volume 3 – Properties and Selection: Stainless Steels, Tool materials and Specials  
Purpose metals.  
Wrought super alloys
- [5] – I.A. Choudhury, M.A. El-baradie – “**Machinability of nickel-base alloys: a general review.**”- Journal of Materials Processing Technology 77 (1998) 278-284
- [6] – Prof.Dr. Dino Ferraresi e Colaboradores – “**Usinagem dos Metais**” - ABM – Associação Brasileira de Metais – 4º Edição
- [7] – Anselmo Eduardo Diniz, Francisco Carlos Marcondes, Nivaldo Lemos Coppini “**Tecnologia da Usinagem dos Materiais**” - Ed. Artliber - 3º Edição
- [8] – H.G.Prenzel, W.R.Pfouts, A.T. Santhanam - “**State of the art in hard coatings for carbide cutting tools.**” - Surface and Coatings technology 102 (1998) 183-190

- [9] – Vani Shankar, K. Bhanu Sankara Rao , S.L.Mannan – “ **Microstructure and mechanical properties of Inconel 625 superalloy.** “- Journal of nuclear materials 228 (2001) 222-232
- [10] – H.J. Goldschmidt – “**Interstitial Alloys**”- London – Butterworths – 1967
- [11] – Fred W. Taylor – “**On the art of cutting metals.**” Transactions of ASME – 28 (1907) 31-58
- [12] – Dino Ferraresi – “ **Fundamentos da Usinagem dos Metais**”- Ed. Edgard Blucher Ltda - 9º reimpressão – 1995
- [13] – D.Mari D.R. Gonseth – “**A new look at the carbide tool life.**” - Wear, 165 (1993) 9-17
- [14] – Mikell P. Groover – “ **Fundamentals of Modern Manufacturing-Materials, Process and Systems**” - Prentice Hall – 1996
- [15] – Lawrence E. Doyle – “ **Processos de Fabricação e materiais para engenheiros**” - Editora Edgard Blucher Ltda - 1962
- [16] – E.M. Trent – “**Metal Cutting**”- second edition ButterWorths
- [17] – Milton C. Shaw - “**Metal Cutting Principles**”- The M.I.T Press – Third edition 1965
- [18] – John A. Schey – “**Tribology in metalworking: Friction, Lubrication and wear**” - American Society for Metals – 1984
- [19]- Andrzej Kusiak, Jean-Luc Battaglia, Joel Rech – “**Tool coating influence on the heat transfer in the tool during machining.**”- Surface & Coatings Technology 195 (2005) 29-40

- [20]- Metals Handbook – ninth edition  
Volume 1 – Properties and selection: iron and steels
- [21] - N.N. Zorev- **“Metal Cutting Mechanics”**- Pergamon Press – First English Edition – 1966
- [22] – M. Kronenberg – **“Machining science and application: theory and practice for operation and development of machining process.”**- Pergamon Press – First English Edition – 1966
- [23] – X.P.Li, H.Q. Zheng, Y.S. Wong Y.C. Nee - **“An approach to theoretical modeling and simulation of face milling forces.”**- Journal of Manufacture Processes – Vol.2 Nº 4 – 2000
- [24] – H.Z.Li, W.B. Zhang, X.P.Li – **“Modelling of cutting forces in helical end milling using a predictive machining theory.”**- International Journal of Mechanical Sciences 43 (2001) 1711-1730
- [25] – Ettore Bresciani Filho, Cecília A. de Carvalho Zavaglia, Fernando A. da Costa Nery, Sergio Tonini Botton – **“Conformação Plástica dos Metais – Volume II”** - Editora da Unicamp – 1986
- [26] – Tool and manufacturing engineers handbook  
Volume 1 – Machining  
SME
- [27] – S.P.F.C Jaspers, J.H. Dautzenberg- **“Material behaviour in metal cutting: strain, strain rates and temperatures in chip formation”**- Journal of Materials Processing Technology 121 (2002) 123-135
- [28] – Anselmo Eduardo Diniz, José Caldeirani Filho – **“Influence of the relative positions of tool and workpiece on tool life, tool wear and surface finish in the face milling process.”**- Wear 232 (1999) 67-75

- [29]- I.M.Hutchings – **“Tribology – Friction and wear of engineering materials”** – Edward Arnold – 1992
- [30] – P.L.B. Oxley – **“Mechanics of machining: na analytical approach to assessing machinability”**- Ellis Horwood Publishers - 1989
- [31] – M.Rosso, G.Porto, A. Geminiani- **“Studies of graded cemented carbide components”**- International Journal of refractory metals and hard materials 17 (1999) 187-192
- [32]- K.Jia, T.E.Fisher, B. Gallois – **“Microstructure, hardness and toughness of nanostructured and conventional WC-Co Composites”**- Nanostructured Materials, Vol. 10 N.o 5 pp.875-891, 1998
- [33] – I.A Choudhury, N.L.See, Mohd Zukhairi – **“Machining with chanfered tools”** – Journal of materials processing technology 170 (2005) 115-120
- [34] – E. Paul DeGarmo, J.T. Black, Ronald A. Kosher – **“Materials and Processing in manufacturing”** – Eighth edition – John Wiley & Sons, Inc.
- [35] – Klaus Dreyer, Hartmut Westphal, Volkmar Sottke, Ralf Tabersky; WIDIA GmbH – Tradução da apresentação realizada no seminário VDI **“High Performance Processes in Cutting Operation”**, 26 – Dortmund - 1999

7. ANEXOS

6

5

4

3

2

1

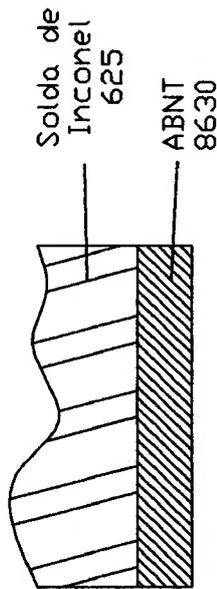
A

B

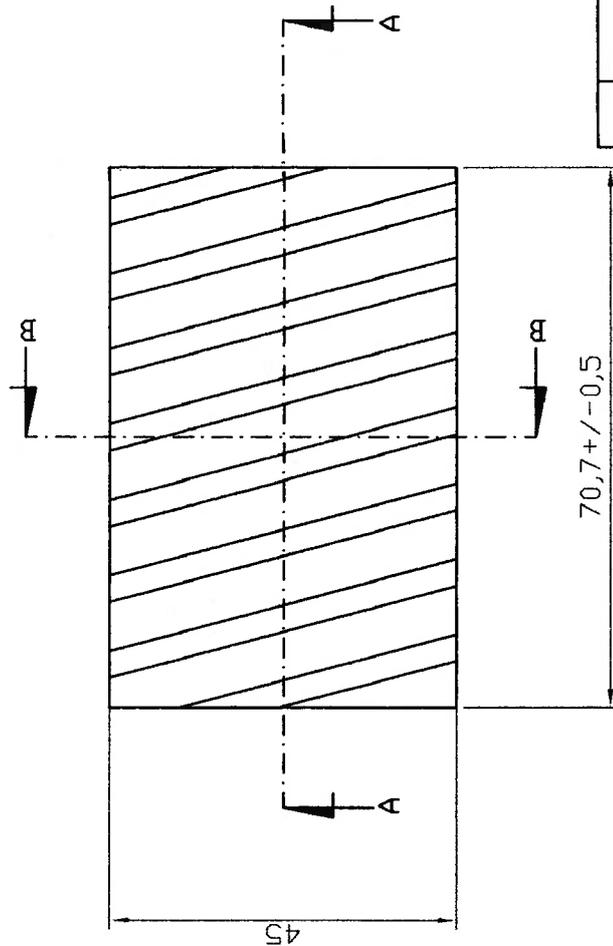
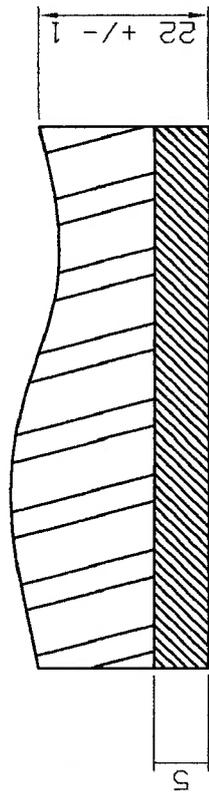
C

D

Corte B-B



Corte A-A



Nota: Chanfrar cantos não cotados 0,5X45°

Escala: 1:1

Data de emissão: 16/06/05

Desenhado por: Marcelo Acacio

Trat. térmico: Conforme solda

Material: Inconel 625/ABNT 8630

PMR - Departamento de Engenharia, Mecatrônica e de Sistema Mecânicos

Anexo 1 - Corpo de prova da etapa 4

EPUSP - Escola Politécnica da Universidade de São Paulo

Rev. Descrição Data rev.

4

3

2

1

6

5

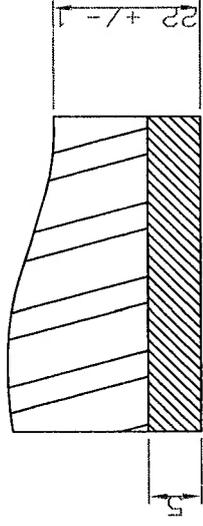
4

3

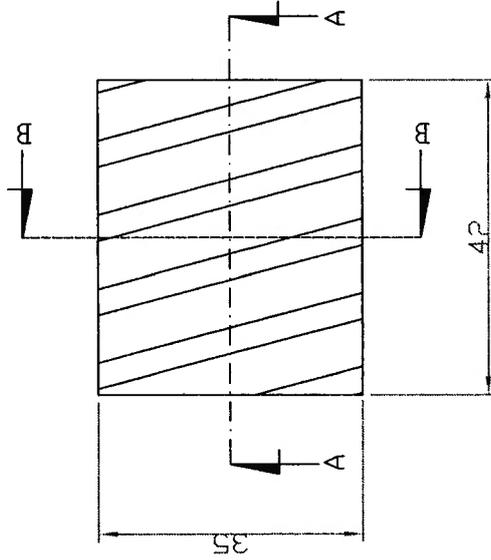
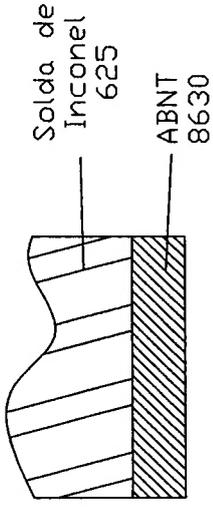
2

1

Corte A-A



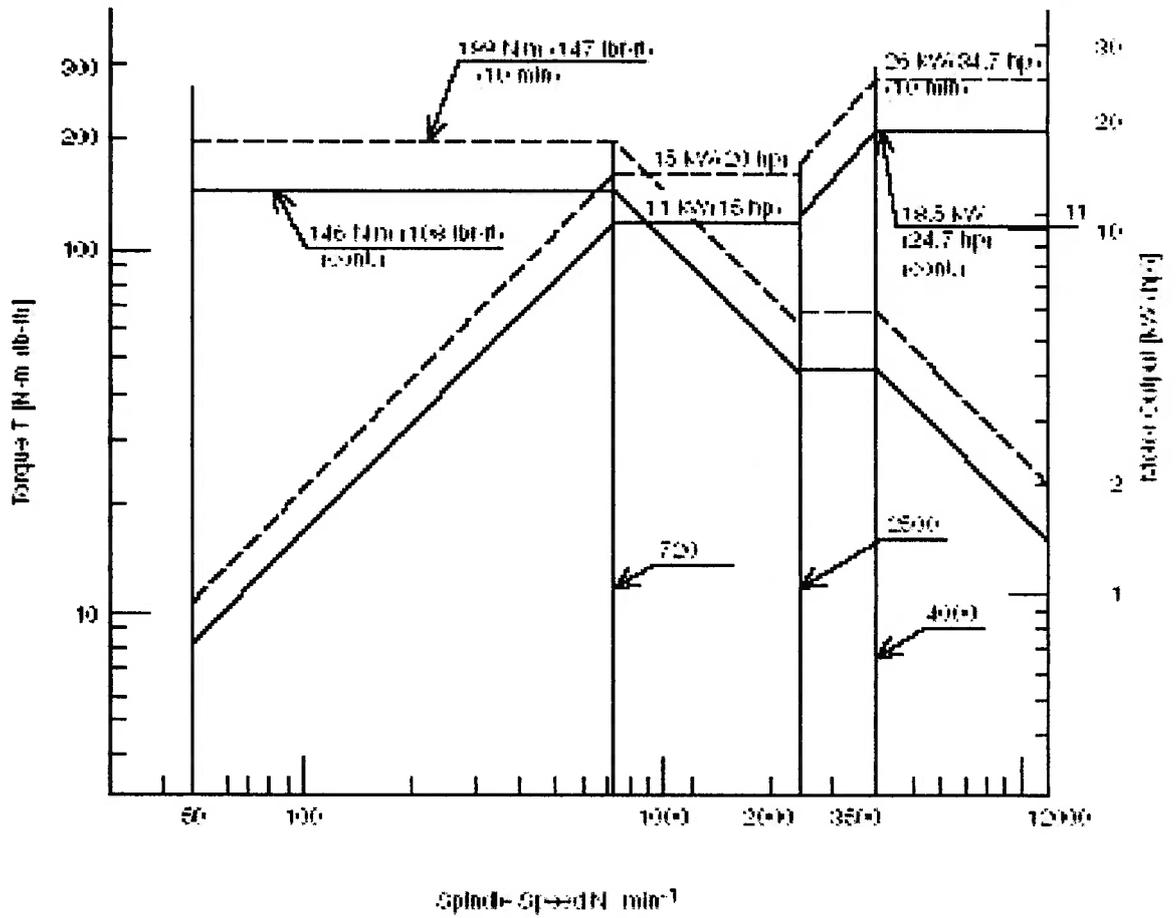
Corte B-B



Nota: Chanfrar cantos não cotados 0,5X45°

Escola: IJ		Anexo 2 -Corpo de prova da etapa 5	
Data de emissão: 16/06/05		EPUSP - Escola Politécnica da Universidade de São Paulo	
Desenhado por: Marcelo Acacio			
Trat. térmico: Conforme solda			
Material: Inconel 625/ABNT 8630			
PMR - Departamento de Engenharia Mecatrônica e de Sistemas Mecânicos			
Rev. n°	Descrição	Data rev.	

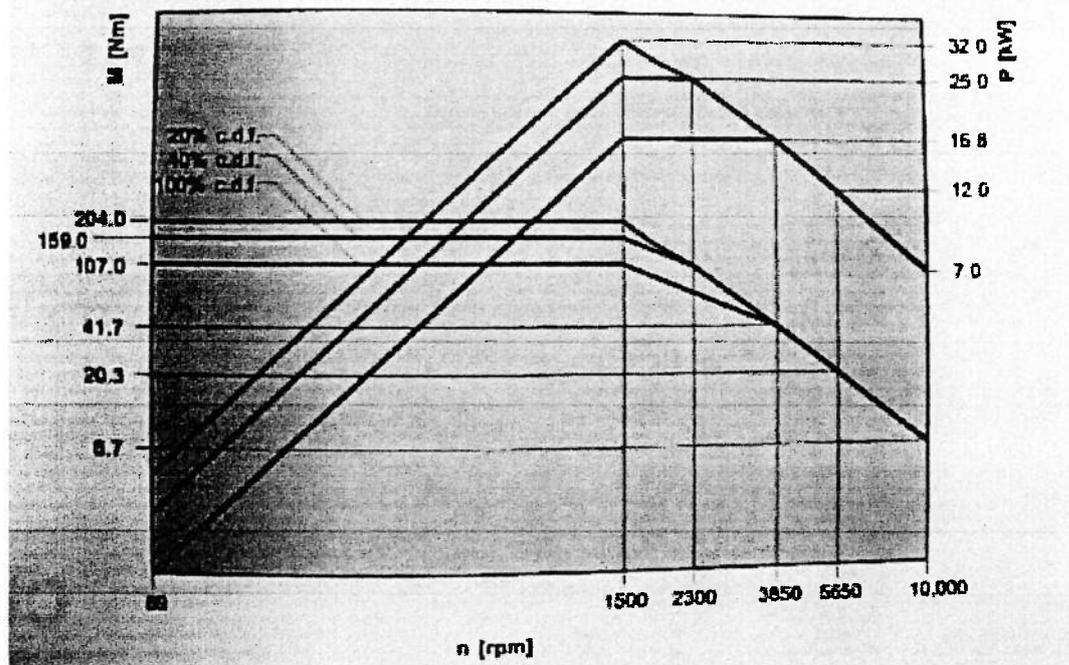
Anexo 3 – Curva de torque e Potência do equipamento utilizado nas etapas 1 e 2

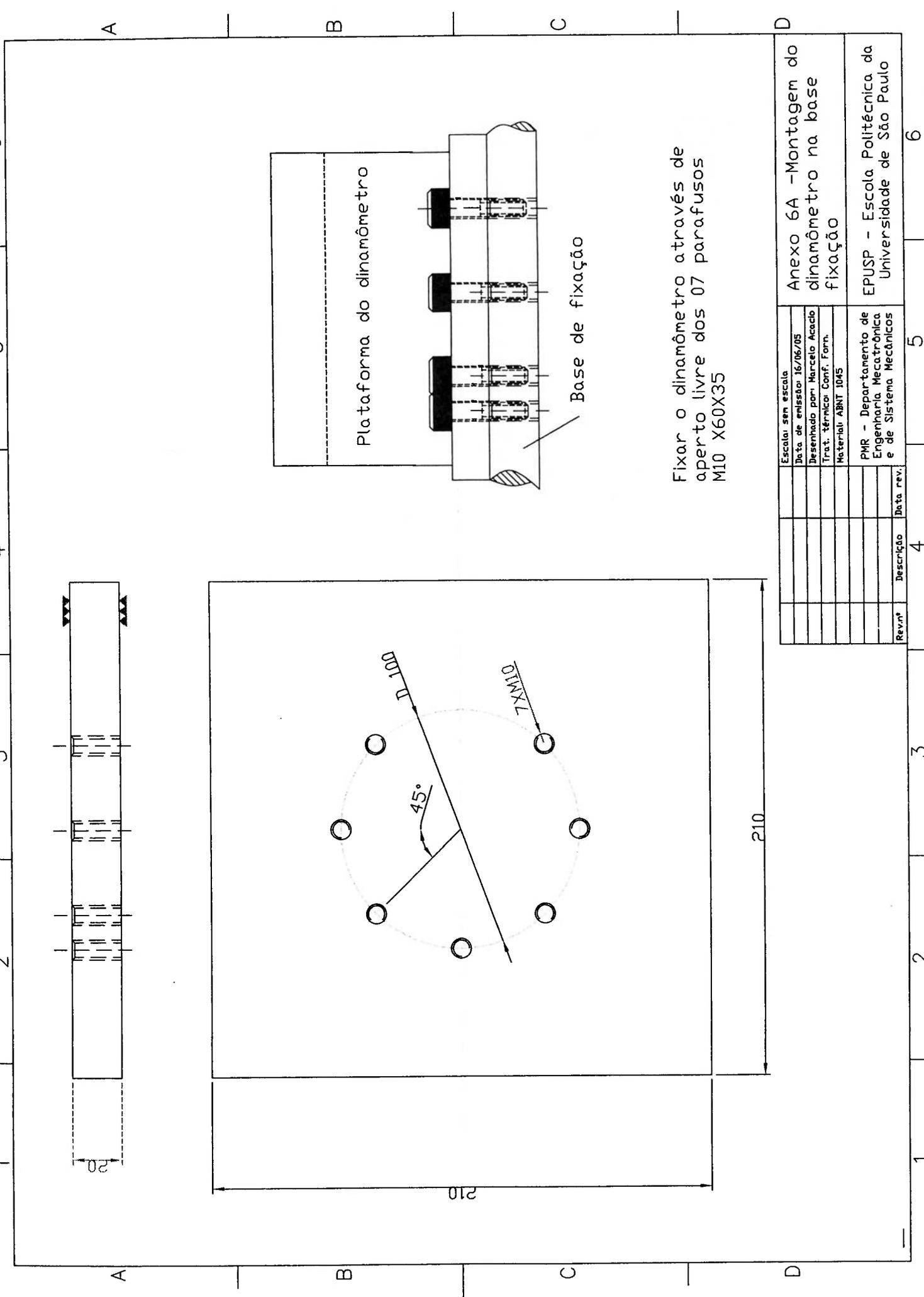




Anexo 5 – Curva de torque e potência do equipamento utilizado nas etapas 3 e 4

Speed / torque / performance diagram





Escala: sem escala		Anexo 6A - Montagem do dinamômetro na base de fixação	
Data de emissão: 16/06/05		EPUSP - Escola Politécnica da Universidade de São Paulo	
Desenhado por: Marcelo Acado			
Trat. Técnico: Conf. Forh.			
Material: ABNT 1045			
PMR - Departamento de Engenharia Mecatrônica e de Sistema Mecânicos			
Rev'n°	Descrição	Data rev.	

1

2

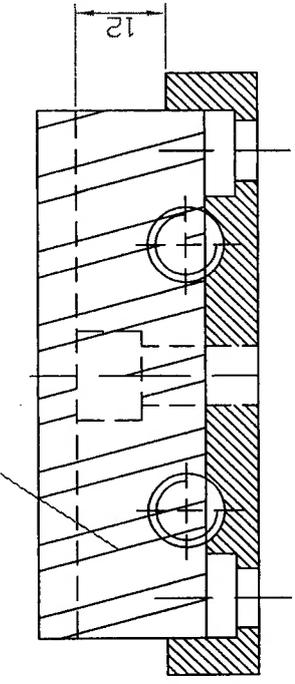
3

4

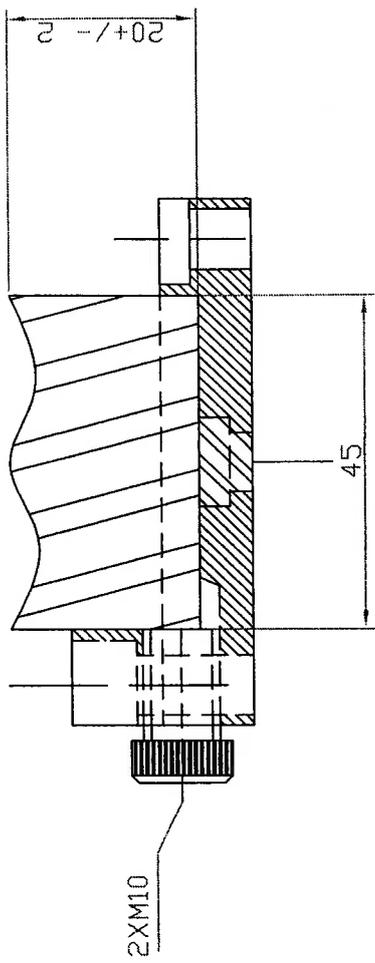
5

b

Corpo de prova



Detalhe da montagem do corpo de prova no dispositivo de fixação

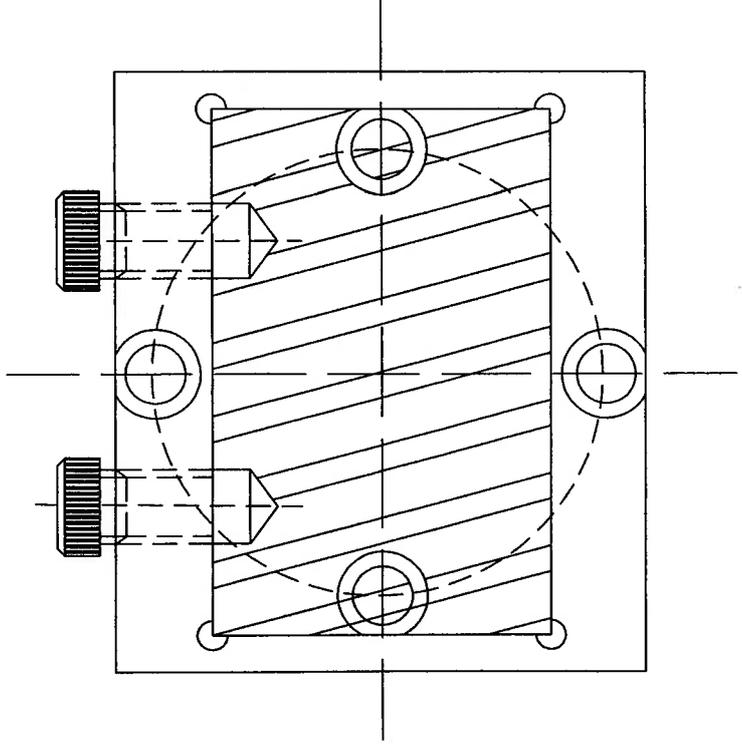


A

B

C

D



A

B

C

D

Escala: sem escala

Data de emissão: 16/06/05

Desenhado por: Marcelo Acácio

Trat. técnico

Material:

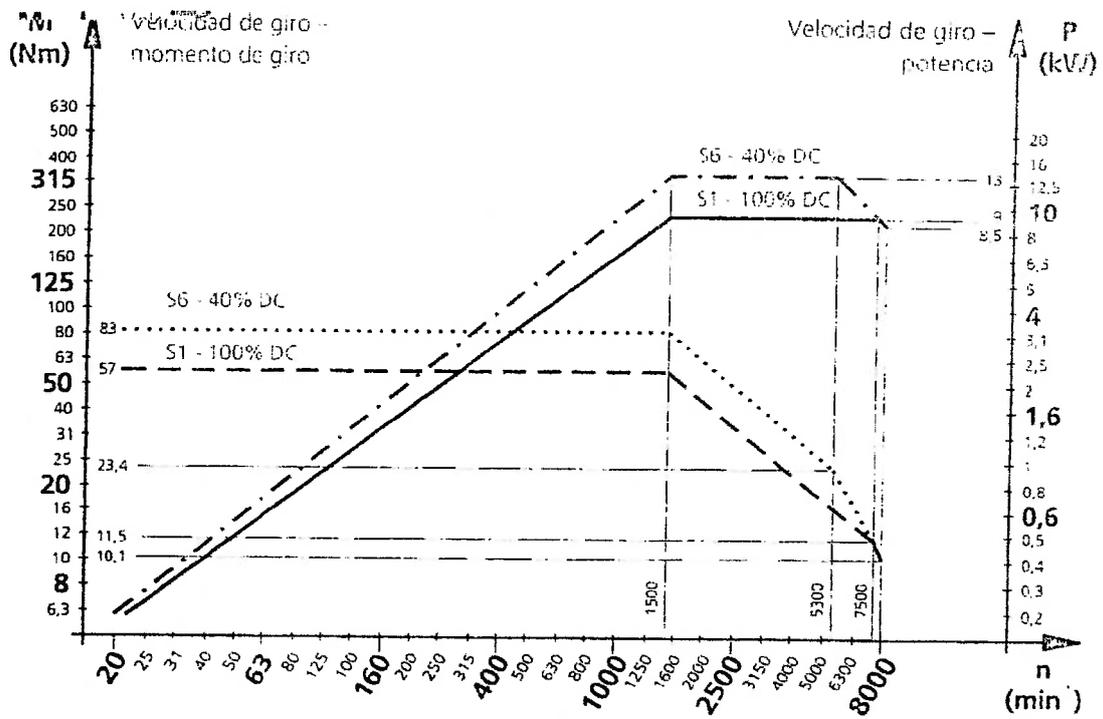
PMR - Departamento de Engenharia Mecatrônica e de Sistemas Mecânicos

Anexo 7 - Montagem do corpo de prova da etapa 4 no dispositivo

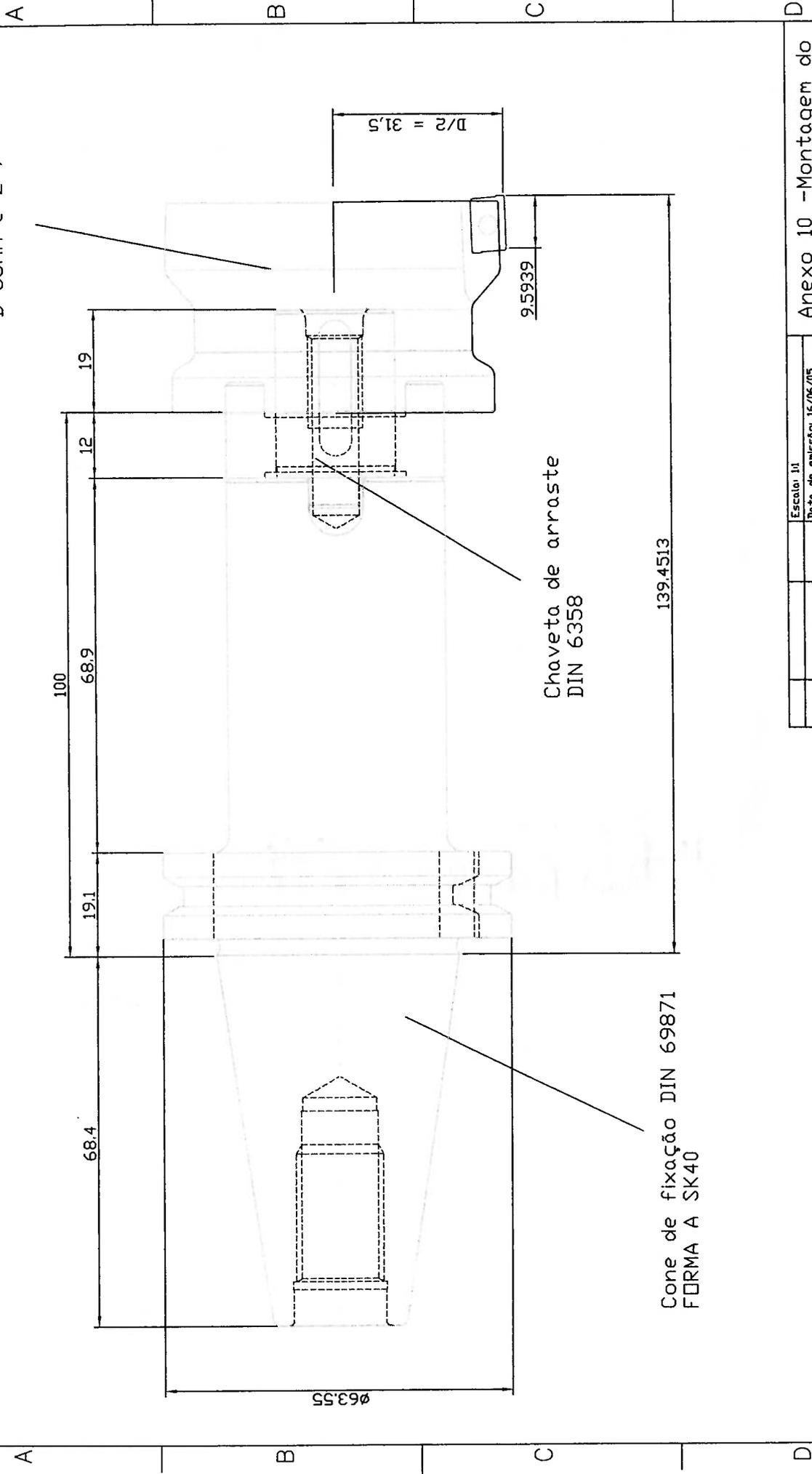
EPUSP - Escola Politécnica da Universidade de São Paulo



Anexo 9 – Curva de torque e potência do equipamento utilizado na etapa 5



1 2 3 4 5 6



Escala: 1:1	Anexo 10 - Montagem do cone porta-fresa da etapa 5
Data de emissão: 16/06/05	
Desenhado por: Marcelo Acacio	
Trat. técnico:	
Material:	
PMR - Departamento de Engenharia Mecatrônica e de Sistema Mecânicos	EPUSP - Escola Politécnica da Universidade de São Paulo